

UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE
Faculté de génie
Département de génie mécanique

CONCEPTION DE PANNEAUX
SANDWICHES À ÂME PLIÉE OUVERTE :
MODÉLISATION ET VALIDATION
EXPÉRIMENTALE

Mémoire de maîtrise
Spécialité : génie mécanique

Roch CASAMATTA

Sherbrooke (Québec) Canada

Juin 2020

MEMBRES DU JURY

Alain DESROCHERS

Directeur

Elijah VAN HOUTEN

Codirecteur

Denis RANCOURT

Évaluateur

Mario FAFARD

Évaluateur

RÉSUMÉ

Le projet dans lequel s'inscrit ce mémoire a pour objectif global le développement d'un outil de conception et d'optimisation de panneaux en sandwich à ondulations doubles. Cette maîtrise a pour objectif spécifique la création d'une méthode qui permet la validation expérimentale de modèles analytiques calculant la rigidité en flexion de panneaux sandwichs à âme ondulée. Les travaux réalisés ont permis de choisir un modèle analytique calculant les rigidités d'un panneau à simples ondulations grâce à la théorie des plaques homogènes, de concevoir et de fabriquer un panneau à simple ondulation, de concevoir et de fabriquer un montage expérimental de flexion à quatre points, et enfin de définir une méthode expérimentale de calcul e de rigidité en mesurant les déplacements et les efforts durant les essais. Les mesures expérimentales de déplacements ont été réalisées par corrélation d'images 3D et les mesures de forces ont été réalisées grâce au capteur de force de la machine de traction/compression. La méthode expérimentale a été validée grâce aux valeurs théoriques des rigidités calculées avec la théorie des plaques. Nous avons réussi à obtenir une erreur relative de l'ordre de 10% entre les rigidités calculées expérimentalement et analytiquement.

Mots-clés : panneau en sandwich à simples ondulations, modèle analytique, flexion, corrélation d'images 3D, validation expérimentale.

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier ces personnes pour le soutien qu'elles m'ont apporté durant la réalisation de cette maîtrise :

Mon directeur de recherche, Pr. Alain Desrochers, ainsi que mon codirecteur, Pr. Elijah Van-Houten, pour m'avoir offert la possibilité de réaliser cette expérience de recherche au Québec pendant 2 ans. Je les remercie également pour le suivi et le soutien qu'ils m'ont procurée durant toute la durée de la maîtrise.

Nidhal Bouslama (professionnel de recherche) et Alexandre Brazy (PhD) pour leur aide et leurs conseils durant la phase expérimentale du projet.

Le personnel technique du département de génie mécanique sans qui ce projet n'aurait pu aboutir.

Florian Dommange qui, bien que travaillant sur une autre partie de ce projet n'a pas hésité à m'apporter son aide lorsque j'en avais besoin.

Je souhaite aussi remercier ma famille, ma compagne, mes amis (français de France, français du Québec et québécois), et mes chats.

TABLE DES MATIÈRES

1	INTRODUCTION	1
2	REVUE DE LA LITTÉRATURE	5
2.1	Généralités sur les panneaux sandwichs	5
2.2	Panneaux à âme fermée	6
2.2.1	Panneaux à âme en mousse	6
2.2.2	Panneaux à âme en nids d'abeilles	6
2.3	Panneaux à âme ouverte	9
2.3.1	Panneaux à âme imprimée 3D	9
2.3.2	Panneaux extrudés	10
2.3.3	Panneaux à âme en Y	11
2.3.4	Panneaux à âme pliée	12
2.4	Caractérisation analytique et expérimentale	13
2.4.1	Démarche de la revue de littérature	13
2.4.2	Caractérisation de panneaux sandwichs	13
2.4.3	Caractérisation de structures en treillis	14
2.4.4	Caractérisation de PSO	15
2.4.5	Théorie des plaques appliquée au PSO	16
2.4.6	Résumé de la revue de littérature	20
3	Méthodologie	23
3.1	Résumé de la méthodologie	23
3.2	Conception et fabrication du panneau pour les essais	25
3.3	Calcul théorique des rigidités du PSO	26
3.4	Ajustement de la théorie des plaques appliquée au PSO	28
3.5	Montage expérimental	29
3.5.1	Flexion à quatre points pour le calcul de D_x et D_y	29
3.5.2	Fabrication du montage de flexion à 4 points.	32
3.5.3	Mesures expérimentales par corrélation d'images 3D	35
3.5.4	Réglages du montage	41
3.6	Méthode de calcul de rigidité, d'extraction et d'analyse de données expérimentales	46
3.6.1	Traitement préliminaire des données	46
3.6.2	Méthode de calcul des rigidités expérimentales	47
3.6.3	Méthode d'extraction et d'analyse de données expérimentales pour le calcul de D_x	49
3.6.4	Méthode d'extraction et d'analyse de données expérimentales pour le calcul de D_y	52
3.7	Validation du montage et des méthodes d'extraction et d'analyse de données	56
3.8	Protocole expérimental détaillé	57

4	Résultats	61
4.1	Résultats de calcul expérimental de la rigidité D_{yp} de la plaque	61
4.2	Calcul expérimental de la rigidité D_x du PSO	66
4.3	Calcul expérimental de la rigidité D_y du PSO	70
4.3.1	Résultats du calcul de D_y avec la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul de D_x	71
4.3.2	Résultats du calcul de D_y	75
4.3.3	Résultats du calcul de D_y en respectant les conditions de symétrie et de nombre de zones	78
4.3.4	Résultats du calcul de D_y en respectant les conditions de symétrie, de nombre de zones et en appliquant la fonction RRM	80
4.4	Résultats supplémentaires acquis pour l'étude des ondulations	83
5	Discussions des résultats	89
5.1	Comparaison entre les résultats obtenus et la littérature	89
5.2	Autocritique	90
5.2.1	Modèle théorique	90
5.2.2	Montage expérimental	91
5.2.3	Mesures expérimentales	91
5.2.4	Méthodes de calcul des rigidités	92
5.3	Travaux futurs	92
6	CONCLUSION	95
	LISTE DES RÉFÉRENCES	97

LISTE DES FIGURES

1.1	Schéma de panneau à doubles ondulations (PDO) [9].	2
2.1	Variation de la masse et de la rigidité en flexion en fonction de l'épaisseur totale d'un panneau sandwichs [3].	5
2.2	Schéma de panneaux à âme en mousse [8].	6
2.3	Différentes configurations de nids d'abeilles [3].	8
2.4	Différentes méthodes de fabrication de nids d'abeilles [3].	8
2.5	Exemple de renforcement local.	9
2.6	Schémas de panneaux à âme ouverte imprimées 3D (a) tétraédrique, (b) pyramidal, (c) Kagome [8].	10
2.7	Exemple de géométrie d'âme possible par extrusion [12].	11
2.8	Schéma d'un panneau à âme en Y [22] [21].	11
2.9	Schéma de panneaux à âme pliée (a) triangulaire, (b) diamant [8].	12
2.10	Schéma de panneaux à âme pliée (a) simples ondulations, (b) simples ondulations à deux épaisseurs, (c) ondulations bidirectionnelles, (d) doubles ondulations [13].	13
2.11	Organigramme de modèles analytiques calculant les deux rigidités suivant les axes x et y des PDO et PSO.	15
2.12	Cellule répétitive d'un PSO et élément homogène associé [16].	17
2.13	Schéma de PSO (a) symétrique et (b) asymétrique [16].	18
2.14	Dimensions et mise en place des essais pour le calcul de la rigidité en flexion dans le sens de l'ondulation [16].	20
3.1	Oragnigramme résumant la méthodologie de recherche.	24
3.2	Méthode de fabrication du PSO.	25
3.3	Dimension du PSO fabriqué.	26
3.4	Dimensions de la cellule répétitive du PSO fabriqué.	26
3.5	Simplification et décomposition géométrique de l'âme pour le calcul de \bar{I}_c	27
3.6	Cellule répétitive d'un PSO avec un repère direct.	29
3.7	Schéma des configurations de flexion à 4 points [11].	30
3.8	Effort de cohésion dans une poutre soumise à de la flexion à quatre points, dans la configuration 3.7b [11].	30
3.9	Effort de cohésion dans le PSO soumis à de la flexion à quatre points, dans la seconde configuration.	31
3.10	Section paramétrée des profilés rainurés utilisés pour la fabrication du montage.	32
3.11	Partie inférieure fixe du montage formant les deux appuis simples.	33
3.12	Partie supérieure du montage appliquant les efforts.	33
3.13	Montage assemblé sur la machine de traction/compression.	34
3.14	Zone où les déplacements sont mesurés par le système de corrélation d'images.	35
3.15	Schéma de l'application du mouché au PSO.	36

3.16	Grille de calibration du système de corrélation d'images.	37
3.17	Organigramme décrivant la mise en place du système de corrélation d'image 3D.	39
3.18	Organigramme décrivant l'utilisation du système de corrélation d'images 3D.	40
3.19	Orientation du PSO pour le calcul de D_x et D_y	41
3.20	Réglages des distances a et L testés.	42
3.21	Cale d'ajustement en acier inoxydable.	43
3.22	Configurations d'entretoises pour le réglage 1 de L et a	44
3.23	Configurations d'entretoises pour le réglage 2 de L et a	45
3.24	Configurations d'entretoises pour le réglage 3 de L et a	45
3.25	Vue 3D de la face supérieure du panneau durant le traitement préliminaire.	47
3.26	Mesure de déplacements faussée par le repère décalé.	48
3.27	Schéma et repère pour l'extraction et l'analyse de données servant au calcul expérimental de D_x	50
3.28	Vue 2D du champ de déplacement w avec lignes d'extraction pour le calcul de D_x	51
3.29	Organigramme décrivant la méthode d'extraction et d'analyse de données expérimentales pour le calcul de D_x	52
3.30	Schéma et repère pour l'extraction et l'analyse de données servant au calcul expérimental de D_y	53
3.31	Champ de courbure suivant l'axe y du PSO durant un essai pour le calcul de D_y	54
3.32	Lignes tracées sur le champ de déplacements pour l'extraction des variables permettant le calcul de D_{y1} et D_{y2}	55
3.33	Organigramme résumant la méthode d'extraction et d'analyse de données pour le calcul de D_y	56
3.34	Schémas du test de la plaque en aluminium.	57
3.35	Protocole expérimental des essais réalisés.	58
4.1	Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_{yp} calculée grâce à la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul D_x	62
4.2	Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_{yp} calculée grâce à la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul D_x après suppression des valeurs aberrantes.	63
4.3	Vue en 2D du champ de déplacement w pour $F_v = 500$ N et lignes d'extraction pour la méthode de calcul de D_x	63
4.4	Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_{yp} calculée grâce à la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul D_y	64
4.5	Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_{yp} calculée grâce à la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul D_y après suppression des valeurs aberrantes.	65
4.6	Vue en 2D du champ de déplacement w pour $F_v = 500$ N et lignes d'extraction pour la méthode de calcul de D_y	66
4.7	Graphique du déplacement w pour le calcul de D_x	68

4.8	Graphique du déplacement w pour le calcul de D_x après suppression des valeurs aberrantes.	68
4.9	Vue 2D du champ de déplacement w à $F_v = 6000$ N avec lignes d'extraction pour le calcul de D_x	69
4.10	Vue en 3D du champ de déplacement w à 0N pendant l'essai pour le calcul de D_x	69
4.11	Vue en 3D du champ de déplacement w à 6000N pendant l'essai pour le calcul de D_x	70
4.12	Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y avec la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul de D_x	72
4.13	Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y avec la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul de D_x après suppression des valeurs aberrantes.	73
4.14	Vue 2D du champ de déplacement w pour l'évaluation de D_y avec les lignes d'extraction pour le calcul de D_x à $F_v = 5500$ N.	74
4.15	Vue en 3D du champ de courbure à $F_v = 5500$ N.	75
4.16	Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y sans respect des conditions de symétrie, de nombre de zones et sans RRM.	76
4.17	Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y sans respect des conditions de symétrie, de nombre de zones et sans RRM après suppression des valeurs aberrantes.	77
4.18	Vue 2D du champ de déplacement w pour le calcul de D_y avec les lignes d'extraction à $F_v = 5500$ N.	77
4.19	Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y avec respect des conditions de symétrie et de nombre de zones mais sans RRM.	79
4.20	Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y avec respect des conditions de symétrie et de nombre de zones mais sans RRM et après suppression des valeurs aberrantes.	79
4.21	Vue 2D du champ de déplacements w pour le calcul de D_y avec les lignes d'extraction à $F_v = 5500$ N.	80
4.22	Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y avec respect des conditions de symétrie et de nombre de zones avec RRM.	81
4.23	Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y avec respect des conditions de symétrie et de nombre de zones avec RRM et après suppression des valeurs aberrantes.	82
4.24	Vue en 3D de la face supérieure du PSO à $F_v = 0$ N.	83
4.25	Vue en 2D du champ de courbures suivant l'axe y à $F_v = 0$ N pendant l'essai pour le calcul de D_y	84
4.26	Vue en 2D du champ de courbures suivant l'axe y à $F_v = 5500$ N pendant l'essai pour le calcul de D_y	84
4.27	Position des zones de courbures par rapport aux ondulations de l'âme.	85
4.28	Vue en 2D du champ de déplacements w avec identification des zones de courbures positives et négatives.	85
4.29	Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y avec identification des zones de courbures.	86

5.1	Type de pliage de l'âme du PSO.	90
-----	---	----

LISTE DES TABLEAUX

2.2	Récapitulatif des modèles analytiques présents dans la littérature.	20
3.1	Valeur numérique du calcul de \overline{I}_c	28
3.3	Récapitulatif des réglages de l'essai développé.	58
3.4	Récapitulatif des essais réalisés.	59
4.1	Rapport de calibration pour le calcul de la rigidité de la plaque.	61
4.2	Résultats numériques pour le calcul de la rigidité de la plaque en aluminium.	62
4.3	Rapport de calibration pour le calcul de D_x	66
4.4	Valeur numérique du calcul de D_x	67
4.5	Rapport de calibration pour le calcul de D_y	71
4.6	Valeur numérique du calcul de D_y avec la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul de D_x	72
4.7	Valeur numérique du calcul de D_y sans respect des conditions de symétrie, de nombre de zones et sans RRM.	75
4.8	Valeur numérique du calcul de D_y en respectant les conditions de symétrie et de nombre de zones.	78
4.9	Valeur numérique du calcul de D_y en respectant les conditions de symétrie et de nombre de zones.	81
5.1	Récapitulatif des différences et similitudes entre la démarche développée et celle suivie par Libove et Hubka.	89

LISTE DES SYMBOLES

Symbole	Définition
A_c	Aire de l'âme, par unité de largeur, de la section parrallèle à yz, mm
b	Largeur de la poutre, pouces
$b_{0,1,2}$	Coefficients de régression polynomiale de degré deux ($y = b_2x^2 + b_1x + b_0$)
d	Distance entre le chargement et le support, pouces
$D_{x,y}$	Rigidité en flexion du PSO, par unité de largeur, suivant x et y respectivement, Nmm
D_{yp}	Rigidité en flexion de la plaque en aluminium, par unité de largeur, suivant y, Nmm
$D_{y1,2}$	Rigidité locale en flexion du panneau, par unité de largeur, suivant y, Nmm
e_r	Erreur relative entre l'expérience et la théorie
$e_{r1,2}$	Erreur relative entre l'expérience et la théorie pour les rigidités locales D_{y1} et D_{y2}
$E_{1,2,c}$	Module d'élasticité du parement du haut, du bas, de l'âme respectivement, Pa
F_v	Force mesurée au verin de la machine de traction/compression, N
F_{vmax}	Force maximale mesurée au verin de la machine de traction/compression, N
h	Épaisseur du panneau mesuré aux lignes moyennes des parements, mm
h_t	Épaisseur totale du panneau, mm
\bar{I}_c	Moment quadratique au centroïde, par unité de largeur, de la section de l'âme parrallèle au plan yz, mm^3
I_{cr}	Moment quadratique de la section d'une cellule répétitive de l'âme parrallèle au plan yz, mm^4
I_p	Moment quadratique de la section de la plaque en aluminium parrallèle au plan xz, mm^4
$I_{1,2,3}$	Moment quadratique de la section de l'élément 1,2,3 de la cellule répétitive de l'âme parrallèle au plan yz, mm^4
$k_I h$	Distance entre la ligne moyenne de la face du bas et <i>Plane I</i> , mm
$k_{II} h$	Distance entre la ligne moyenne de la face du bas et <i>Plane II</i> , mm
$k_{\bar{c}} h$	Distance entre la ligne moyenne de la face du bas et le plan qui coupe l'ondulation en deux surfaces égales, mm
Suite en page suivante	

Suite de la page précédente

Symbole	Définition
$K_{1,2}$	Constantes d'intégration
L	Distance entre les supports, pouces
M_f	Moment de flexion, Nmm
$M_{x,y}$	Moment de flexion, par unité de largeur, autour de y et de x respectivement, N
$N_{x,y}$	Résultante, par unité de largeur, suivant x et y respectivement, N/mm
P	Charge appliquée de chaque côté de la poutre, livre
$P(ij)$	Fonction permutation
p_v	Pas de chargement, N
T	Effort tranchant, N
$t_{1,2,c}$	Epaisseurs des parements (1 : bas, 2 : haut, c : âme), mm
w	Déplacements suivant z, mm
w_{exp}	Déplacements expérimentale suivant l'axe z, mm
w_{reg}	Déplacement suivant l'axe z calculé grâce à la régression polynomiale de degré deux de w_{exp} en fonction de la position, mm
w_s	Déplacements au comparateur situé à y_s , pouces
x	Variable de position
y	Variable de position
y_s	Distance entre un comparateur et le support de gauche, pouces
$2a$	Largeur de collage de l'âme, mm
$2p$	Largeur d'une cellule qui se répète dans l'âme du panneau, mm
$\mu_{1,2,c}$	Coefficient de poisson du parement supérieur, inférieur et de l'âme respectivement
$\mu_{x,y}$	Coefficient de poisson associé à la flexion suivant x et y respectivement

LISTE DES ACRONYMES

Acronyme	Définition
APTA	American Public transport Association
CAO	Conception assistée par ordinateur
DIC	Digital Image Correlation
NIDA	panneau en nid d'abeille
PDO	Panneau à doubles ondulations
PSO	Panneau à simples ondulations
RDM	Résistance des matériaux
RRM	<i>Remove rigid motion</i>
SCI	Système de corrélation d'images 3D

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

L'industrie des transports essaie de réduire le poids de ses structures. En effet, dans l'aviation on cherche à rendre les structures plus légères pour diminuer la consommation de carburant et pour augmenter la charge utile ; dans les transports routiers, la transition vers la propulsion électrique nécessite un allègement des structures pour permettre une autonomie viable. De nouvelles solutions techniques sont nécessaires pour rendre de tels projets réalisables. C'est pourquoi les matériaux composites voient leurs utilisations croître dans la fabrication d'aéronefs [7]. Toutefois, ces matériaux coûtent encore très cher. En s'intéressant principalement au transport terrestre individuel, on remarque que dans le domaine de la compétition automobile les composites en fibre de carbone sont omniprésents, car les budgets de conception et de réalisation sont très élevés. En comparaison, dans le transport routier de tous les jours, le marché veut que les prix restent abordables pour les consommateurs. L'emploi de l'aluminium est alors plus adapté pour ce type d'utilisation [26].

Il est nécessaire de créer et d'optimiser des structures avec des formes géométriques particulières, dans le but d'augmenter les propriétés mécaniques des montages en aluminium alliés. Les panneaux en sandwich répondent parfaitement à cet objectif. Ils sont aujourd'hui présents dans presque tous les domaines industriels.

Les panneaux en sandwich permettent de concevoir des structures à la fois rigides et légères. Ils sont généralement fabriqués avec une âme peu rigide à faible densité, enfermée entre deux parements plus rigides et plus fins que l'âme. Ce sont des structures très polyvalentes. En modifiant les matériaux des parements et de l'âme ou encore la géométrie de celle-ci, il est possible d'obtenir des configurations avec des propriétés très diverses. C'est pourquoi aujourd'hui il existe beaucoup de types de panneaux répondant aux différents besoins industriels : âme en mousse, en nids d'abeilles, en tétraèdre, en pyramide, en Y, en ondulation. Ces âmes peuvent être fabriquées par injection (pour la mousse uniquement), extrusion, impression 3D et pliage. Les panneaux à doubles ondulations (PDO) (cf figure 1.1) présentent des avantages comme une âme ouverte permettant le passage de services à l'intérieur de ceux-ci ainsi qu'une production relativement rapide et peu coûteuse. Ils permettent en outre le contrôle des rigidités dans les deux sens (x et y sur la figure 1.1).

Les normes à appliquer lors de la conception de véhicules de transport en commun sont souvent exprimées grâce à des déformations maximales sous chargement [1] et des valeurs d'absorption d'énergie. Par exemple, pour un plancher d'autobus, les efforts globaux sont généralement supportés par le châssis et les chargements locaux sont supportés par les planchers. Il semble donc intéressant de concevoir des planchers d'autocars capable de soutenir en partie les chargements globaux, pour réduire la masse du châssis et ainsi obtenir un poids total (châssis et plancher) inférieur.

C'est dans ce contexte que l'équipe du professeur Alain Desrochers a mis en place un projet ayant pour objectif général la conception et l'optimisation d'un PDO en aluminium en fonction d'un cahier des charges en flexion. Pour atteindre cet objectif, il a été choisi de créer un outil informatique construit autour d'un modèle analytique, plus rapide à exécuter qu'une simulation numérique, dans une boucle d'optimisation.

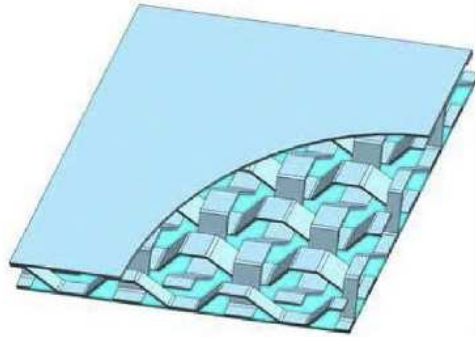


Figure 1.1 Schéma de panneau à doubles ondulations (PDO) [9].

Les PDO ont déjà été l'objet de différentes études. Hu et al. [9] ont réalisé une étude destructive expérimentale et analytique en compression (plane et en colonne), en cisaillement transversal et en flexion à trois points d'un PDO en composite de fibre de carbone. Li et al. [15] ont évalué analytiquement puis numériquement les modes de défaillances d'un PDO en composite de fibre de jute. Leekitwattana et al. [13] ont calculé analytiquement puis grâce à un modèle par éléments finis la rigidité en cisaillement transversal d'un PDO. De plus, des analyses vibratoires numériques et empiriques de détections de dommages sur un PDO en composite de fibre de carbone ont été menées par Yang et al. [27]. D'autre part, Chomphan et al. [5] ont rédigé un article développant une méthode, par éléments finis, calculant les contraintes dans un PDO soumis à de la flexion à trois points. Lorsque la revue de la littérature a été réalisée, aucun modèle analytique permettant le calcul de la rigidité en flexion de PDO n'a été identifié. Pour atteindre l'objectif global du projet, il faut ainsi développer un modèle analytique calculant la rigidité en flexion d'un PDO.

Cette maitrise permet de débiter ce projet et a ainsi comme objectif spécifique le développement d'une méthode de validation expérimentale de modèle analytique calculant la rigidité en flexion de panneaux à âme ondulée. Cette méthode sera utilisée pour approuver les modèles analytiques créés durant la suite du projet du professeur Alain Desrochers.

Pour parvenir à cet objectif spécifique, différentes tâches essentielles ont été fixées :

- Choisir un modèle analytique existant pour calculer la rigidité en flexion de panneau à âme ondulée ;
 - Concevoir et fabriquer le panneau ;
 - Concevoir et fabriquer un montage expérimental modulable en flexion ;
 - Définir une méthode d'analyse de résultats expérimentaux (courbure et déplacements) et de calcul de rigidité expérimentale grâce à la corrélation d'image 3D.
-

CHAPITRE 2

REVUE DE LA LITTÉRATURE

2.1 Généralités sur les panneaux sandwichs

Les panneaux sandwichs permettent d'atteindre des rigidités en flexion supérieures à celles obtenues grâce à des plaques monolithiques (cf figure 2.1).

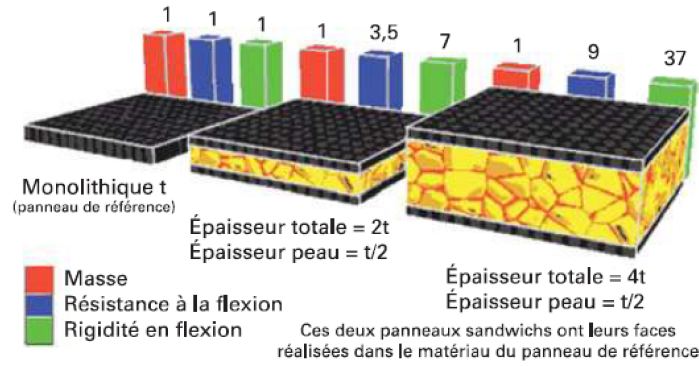


Figure 2.1 Variation de la masse et de la rigidité en flexion en fonction de l'épaisseur totale d'un panneau sandwichs [3].

Si les modules d'Young de l'âme et des parements d'un panneau sandwich sont connus, alors il est possible de calculer les rigidités en flexion D , dans une direction donnée, grâce aux équations de propriétés équivalentes matériaux et de propriétés macroscopiques de plaque [14] :

$$D = \frac{h^3}{12} E_p \left(1 - \left(1 - \frac{2t}{h} \right)^3 + \frac{E_c}{E_p} \left(1 - \frac{2t}{h} \right)^3 \right) \quad (2.1)$$

avec

- h l'épaisseur totale du panneau
- t l'épaisseur de chaque parement
- E_p le module d'Young des parements
- E_c le module d'Young de l'âme

2.2 Panneaux à âme fermée

2.2.1 Panneaux à âme en mousse

Les panneaux à âmes en mousse (cf figure 2.2) sont à la fois les plus simples à caractériser et les plus simples à fabriquer. En effet, les modules d'Young sont généralement connus, il est donc possible de calculer la rigidité en flexion à partir des équations de propriétés équivalentes des matériaux du panneau (plaque et âme) et de propriétés macroscopiques de plaque [14]. Pour fabriquer ce type de panneaux, il suffit d'injecter la mousse désirée après avoir maintenu en position les deux plaques. Des mousses métalliques, organiques, céramiques peuvent être utilisées [3]. La mousse de l'âme peut être en différents matériaux selon les propriétés recherchées :

- L'allègement : les mousses organiques permettent d'atteindre une masse volumique de l'ordre de $\simeq 1 \text{ kg/m}^3$;
- L'isolation thermique : les mousses de types polystyrène expansé permettent d'atteindre des valeurs de conductivité thermique très faibles $\simeq 0.037 \text{ W/m/K}$. L'isolation thermique est meilleure si le choix du type de mousse induit des pores fermés, nombreux et de petites tailles ;
- L'isolation phonique ;
- La tenue en température ;
- La résistance au feu ;
- La résistance aux agents chimiques.

Ces panneaux sont utilisés dans le domaine de l'automobile et des transports pour l'allègement et l'isolation thermique (capot moteur par exemple). Ils sont aussi très utilisés dans le génie civil pour leurs propriétés d'isolation thermique et phonique [24].

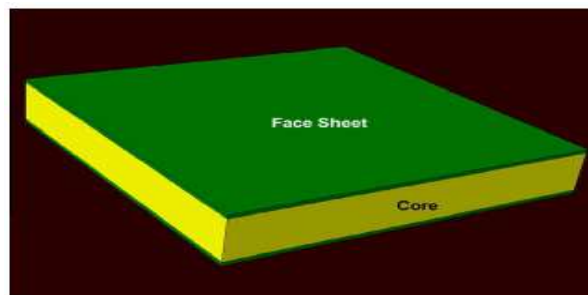


Figure 2.2 Schéma de panneaux à âme en mousse [8].

2.2.2 Panneaux à âme en nids d'abeilles

Bien que le nid d'abeilles soit une géométrie creuse, son utilisation dans les panneaux sandwichs fait que l'âme est pleine : lorsqu'on regarde le panneau sur la tranche, on ne voit pas au travers.

Le nid d'abeilles peut être fabriqué en papier, en thermoplastique, en métal, en tissu, en composite, selon le domaine d'application du panneau. Parmi les nids d'abeilles métalliques, ceux en aluminium ont le meilleur ratio résistance/poids. Cependant ils ne peuvent être utilisés lorsqu'il y a possibilité de corrosion (milieu aqueux ou contact avec une peau en fibre de carbone). Les nids d'abeilles en papier (Nomex) ou en composite stratifié (verre, carbone, aramide imprégné) sont souvent utilisés dans les structures intérieures des avions ou plus généralement dans l'aéronautique de haute performance et l'aérospatial. Les nids d'abeilles en thermoplastique ont une grande capacité d'absorption des chocs, et sont facilement recyclables, mais sont relativement peu rigides et sont difficiles à assembler avec les parements par collage.

Il existe différentes géométries de nids d'abeilles (cf figure 2.3) : la classique hexagonale, la rectangulaire, la flexible, etc. Le nid d'abeille hexagonal est le plus répandu, le flexible permet de fabriquer plus facilement des panneaux courbés et de plus grande résistance que l'hexagonal, tandis que le carré est répandu quand la fabrication par soudage est utilisée.

Les propriétés des nids d'abeilles dépendent de la taille et de la fréquence des alvéoles, mais aussi de l'épaisseur et du matériau utilisé pour sa fabrication. Il existe différentes méthodes de fabrication en fonction du matériau et de la configuration choisie (cf figure 2.4) :

- Par extrusion ou par découpage pliage (plus rare) pour les thermoplastiques ;
- Par expansion ;
- Par préondulation pour les âmes à hautes densités, ou lorsque les feuilles sont épaisses.

Actuellement, les panneaux à âme en nids d'abeilles sont très utilisés pour la fabrication de pièces creuses dans le domaine du transport tels que l'aéronautique, l'automobile, le ferroviaire ainsi que le nautisme. Mais ils sont aussi fréquemment employés dans l'industrie éolienne et dans le génie civil.

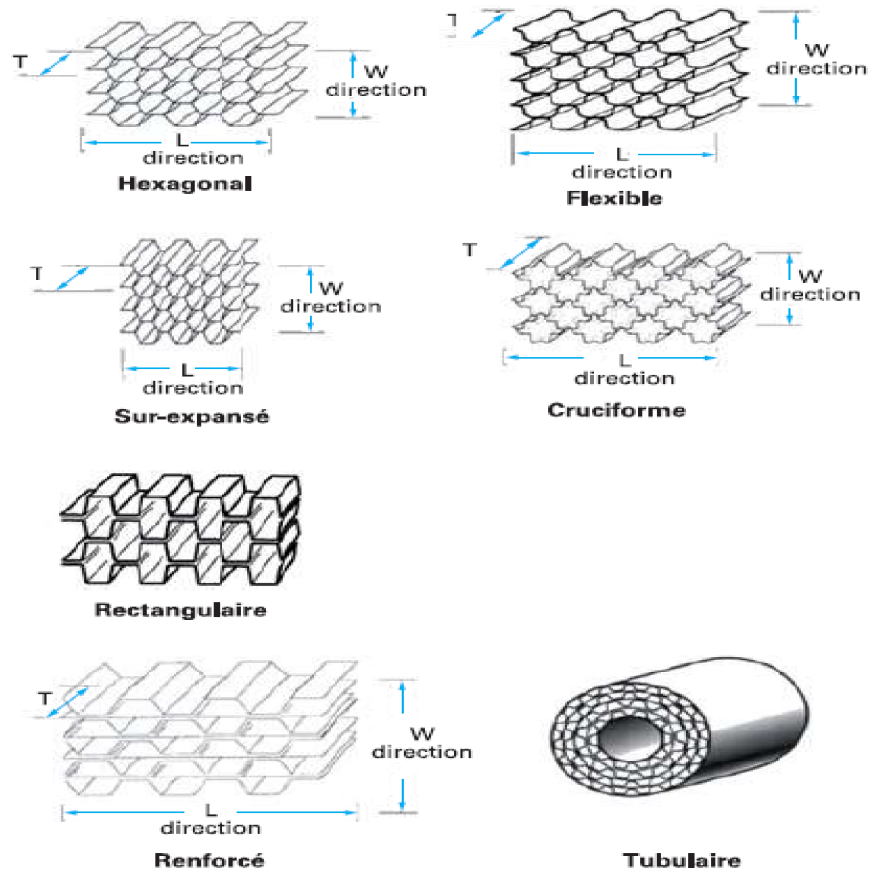


Figure 2.3 Différentes configurations de nids d'abeilles [3].

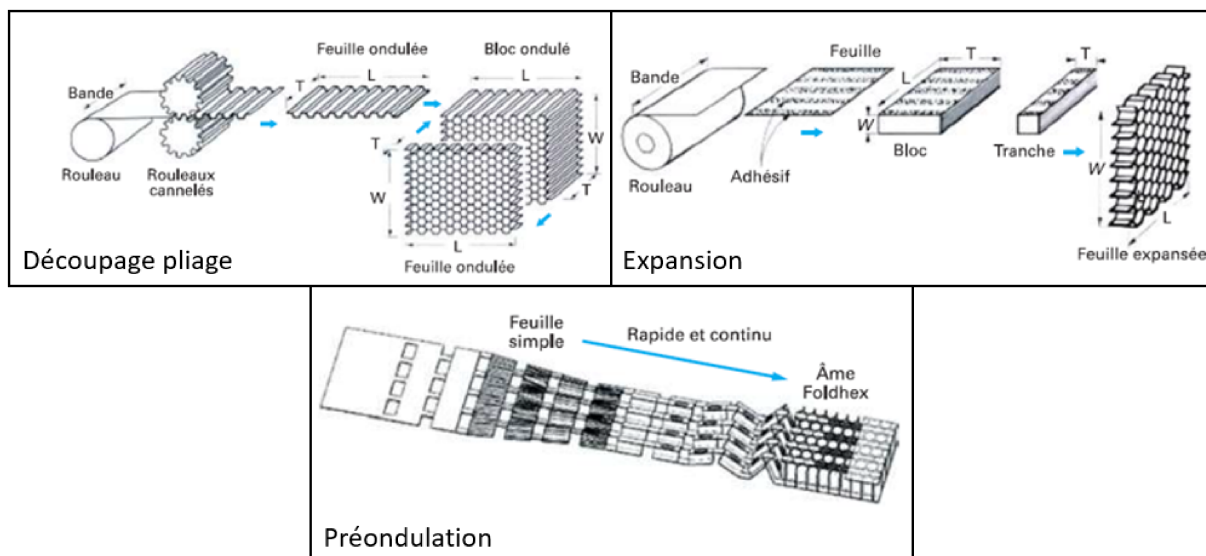


Figure 2.4 Différentes méthodes de fabrication de nids d'abeilles [3].

2.3 Panneaux à âme ouverte

Les panneaux à âme ouverte présentent de nombreux avantages par rapport aux panneaux à âmes fermées grâce à la particularité de leur âme. En effet lorsqu'on regarde le panneau dans la tranche on peut voir au travers. Ce type d'âme permet d'intégrer de nouvelles fonctionnalités aux panneaux, en plus de chercher le meilleur ratio poids/rigidité pour l'application voulue. En effet, le passage de services hydraulique, électrique, pneumatique, est désormais réalisable à l'intérieur même du panneau. De plus, il est possible de rajouter des renforts (profilé acier, ou une continuation de l'âme) à l'intérieur du panneau pour rendre celui-ci plus rigide aux endroits les plus sollicités (cf figure 2.5).

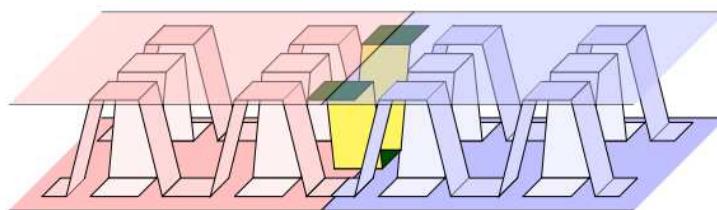


Figure 2.5 Exemple de renforcement local.

2.3.1 Panneaux à âme imprimée 3D

L'intérêt majeur de ces panneaux est que l'âme est imprimée 3D, ce qui permet de réaliser des formes qui sont très complexes (cf figure 2.6), voire même impossible à fabriquer de manière «traditionnelle» (usinage, fonderie, etc.). Une fois l'âme imprimée, les feuilles inférieures et supérieures vont être positionnées puis soudées à l'âme.

On se concentre ici sur les âmes en treillis, puisque ce sont celles qui se rapprochent le plus de la géométrie étudiée au cours de ce projet de recherche. Mais il ne faut pas oublier l'éventail de possibilités que propose l'impression 3D métallique (optimisation topologique par exemple). En effet, grâce à l'impression 3D, il est possible de contrôler la densité de l'âme partout dans le panneau, et donc de contrôler sa rigidité dans toutes les directions et n'importe où dans le panneau. De plus, ce type de panneaux permet le passage de services dans toutes les directions dans l'âme.

Cependant aujourd'hui l'impression 3D métallique n'est pas adaptée à de l'industrialisation à grande échelle, car elle est encore trop coûteuse et encore trop lente pour de la production massive. De plus, le soudage modifie localement (zone affectée thermiquement) les propriétés mécaniques du métal utilisé.

Aujourd'hui, ces panneaux sont la cible de nombreux sujets de recherche pour caractériser leurs propriétés mécaniques (compression transversale et cisaillement principalement). Ces modèles ne seront pas présentés en détail, car ils sont peu pertinents par rapport au sujet

de cette maîtrise, mais ils seront tout de même exposés dans un tableau récapitulatif, permettant d'identifier la connaissance apportée par chaque article [10] [25] [2].

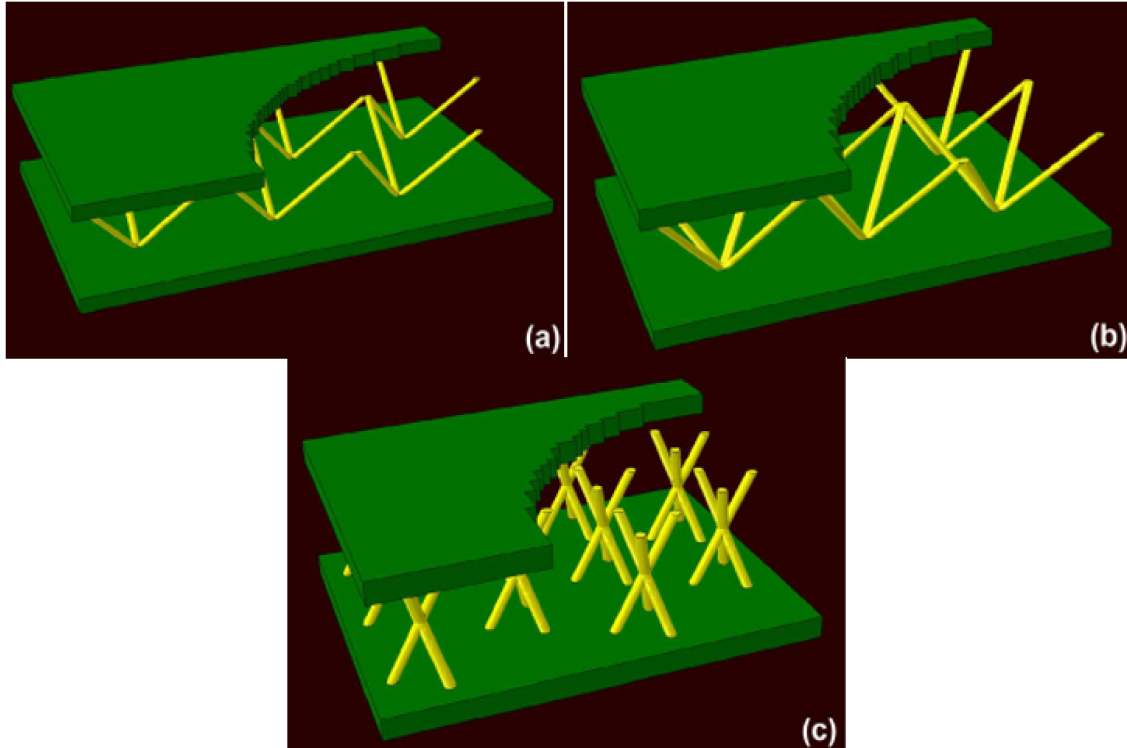


Figure 2.6 Schémas de panneaux à âme ouverte imprimées 3D (a) tétraédrique, (b) pyramidal, (c) Kagome [8].

2.3.2 Panneaux extrudés

Ce type de panneaux est particulier puisqu'ils sont extrudés ; il n'est donc pas nécessaire d'assembler (coller, souder, riveter...) les feuilles et l'âme (cf figure 2.7). De plus, l'extrusion est un processus de fabrication qui est bien maîtrisé aujourd'hui, contrairement à l'impression 3D métallique. Ces panneaux sont donc éligibles pour une production à grande échelle et à moindre coût.

Cependant, cette technologie ne permet pas de fabriquer des panneaux avec des propriétés mécaniques facilement contrôlable dans la longueur et la largeur du panneau à cause de la topographie de l'âme. En effet, ces panneaux seront plus rigides longitudinalement (direction de l'extrusion) que transversalement. De plus, il est uniquement possible de faire passer des services longitudinalement, ce qui rend cette opération inefficace puisqu'il est souvent nécessaire d'acheminer des services à différents endroits dans le domaine du transport.

Ces panneaux sont par conséquent principalement utilisés pour fabriquer des plateformes arrière de véhicules de transport de marchandises (camion à plateau, pickup...).



Figure 2.7 Exemple de géométrie d'âme possible par extrusion [12].

2.3.3 Panneaux à âme en Y

L'âme de ce type de panneau est fabriquée à partir de feuilles de métal qui sont soudées entre elles pour réaliser la forme en Y. L'âme peut être dite en simple Y ou en double Y. L'âme est ensuite assemblée avec les feuilles pour former le panneau. Cependant, comme pour les panneaux extrudés, il n'y a qu'une seule direction de passage pour les services, et les propriétés mécaniques du panneau ne sont pas facilement contrôlables dans la longueur et la largeur du panneau.

Ce type de panneaux présente la particularité d'avoir une rigidité supérieure lorsque les efforts sont appliqués sur le parement extérieur (Figure 2.8), puisque celui-ci a un plus grand nombre de contacts avec l'âme que le parement intérieur grâce à la géométrie en Y de l'âme. C'est pourquoi ces panneaux sont principalement destinés à être utilisés dans la fabrication de pièces soumises à des chargements transversaux dissymétriques comme les coques de bateau ou les planchers de camion.

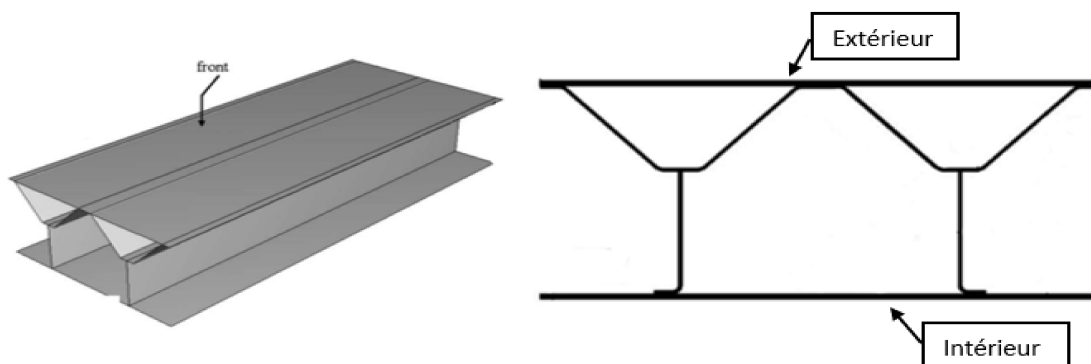


Figure 2.8 Schéma d'un panneau à âme en Y [22] [21].

2.3.4 Panneaux à âme pliée

La fabrication de l'âme par pliage permet de créer différentes géométries d'âme : triangulaire, diamant (cf figure 2.9), simples ondulations (PSO), simples ondulations à deux épaisseurs, ondulations bidirectionnelles, doubles ondulations (PDO) (cf figure 2.10).

L'âme de ces panneaux peut être fabriquée, soit à partir de tôles d'aluminium allié soit en matériaux composites. Les tôles d'aluminium sont d'abord pliées puis découpées pour enfin être placées sur le parement inférieur selon la forme désirée. Le parement supérieur est ensuite posé par-dessus. Cet assemblage est généralement collé, mais peut aussi être brasé ou riveté.

Beaucoup de paramètres influent sur les propriétés mécaniques de ce type de panneaux : le positionnement des bandes pliées, leur largeur, l'épaisseur, l'angle de pliage, la longueur collée. Par exemple, le panneau de la figure 2.10 (a) aura une rigidité en flexion supérieure suivant x alors que les panneaux des figures 2.10 (c) ou (d) auront la même rigidité en flexion suivant x ou y. Il est possible de contrôler l'isotropie de ce type de panneau (c ou d) en modifiant la forme et l'agencement des bandelettes.

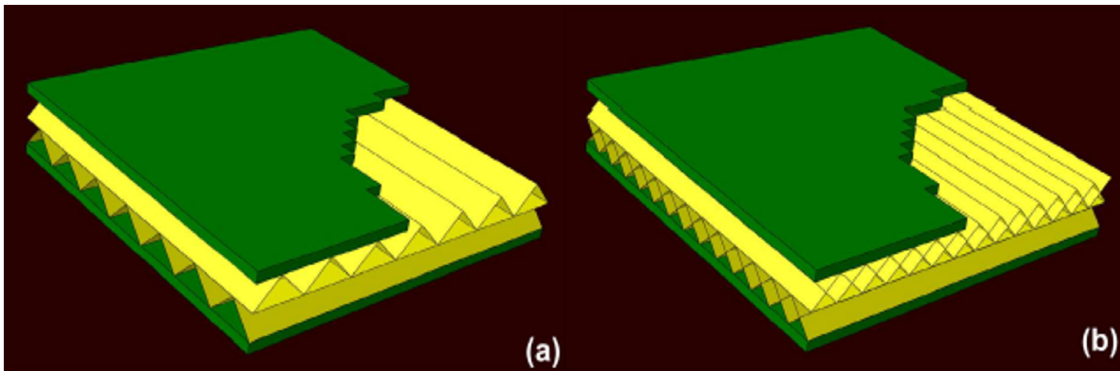


Figure 2.9 Schéma de panneaux à âme pliée (a) triangulaire, (b) diamant [8].

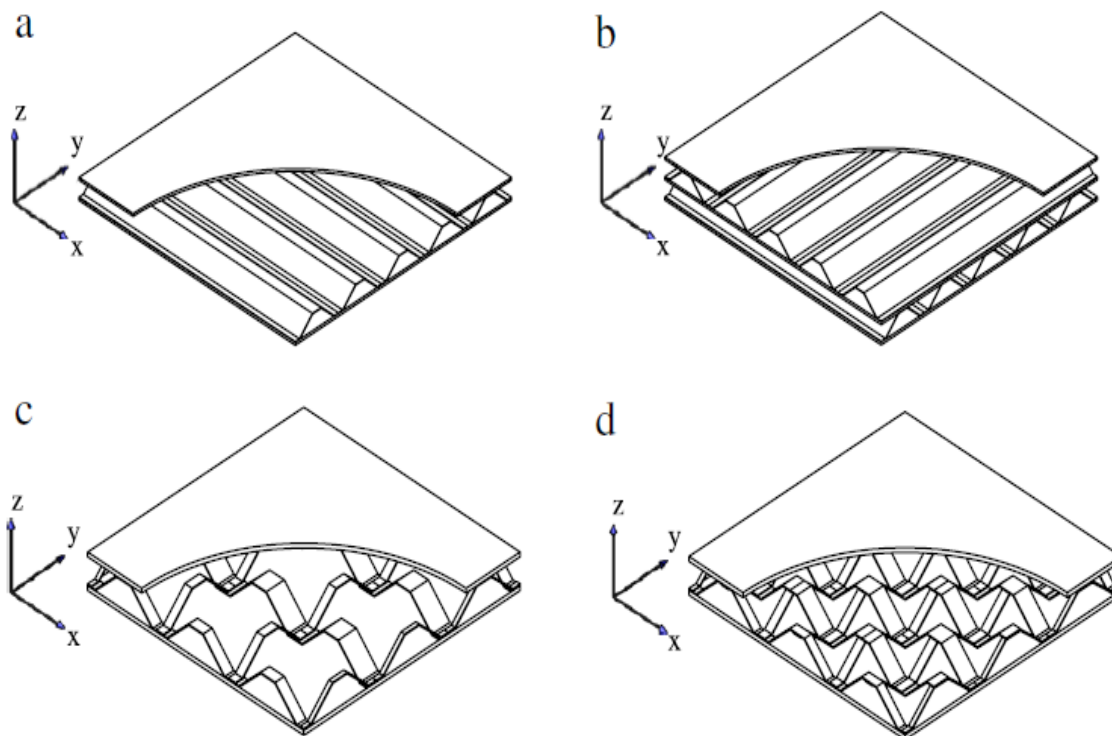


Figure 2.10 Schéma de panneaux à âme pliée (a) simples ondulations, (b) simples ondulations à deux épaisseurs, (c) ondulations bidirectionnelles, (d) doubles ondulations [13].

2.4 Caractérisation analytique et expérimentale

2.4.1 Démarche de la revue de littérature

Le but de la revue de littérature réalisée est la recherche de modèle analytique pouvant servir comme base pour créer un modèle calculant la rigidité en flexion d'un PDO. La revue a d'abord été concentrée sur la recherche de modèles existants pour décrire le comportement en flexion pour des panneaux sandwichs. Il est apparu, en premier lieu, qu'un PDO aurait pu être modélisé comme une structure en treillis. Par la suite il a paru plus simple d'utiliser un modèle calculant la rigidité d'un PSO pour créer un modèle calculant la rigidité d'un PDO. La revue a donc été affinée pour ne porter que sur les travaux déjà réalisés sur les PSO. Suite à cette revue affinée, un seul modèle a été retenu et utilisé pour la création de la méthode expérimentale de calcul de rigidité en flexion de panneaux à âme ondulée.

2.4.2 Caractérisation de panneaux sandwichs

Lhuissier et al. ont rédigé un article en 2012 [14] permettant de caractériser les panneaux sandwichs. Grâce aux propriétés équivalentes matériaux et aux propriétés macroscopiques

de plaque, ils exposent le calcul de la rigidité en flexion (et aussi en traction et cisaillement transverse) lorsque les modules d'Young de l'âme et des parements sont connus (cf section 2.1, équation 2.1). De plus, ils décrivent une méthode expérimentale calculant la rigidité en flexion d'un panneau sandwich grâce à la mesure des déplacements en fonction de la force appliquée durant un essai en flexion à quatre points.

2.4.3 Caractérisation de structures en treillis

Noor et al. ont développé en 1986 [20] un modèle analytique décrivant le comportement de poutres (anisotrope) en treillis comportant une section transversale rectangulaire et au moins quatre longerons. Pour ce faire, ils associent au treillis une poutre continue qui présente les mêmes quantités d'énergie cinétique et d'énergie de déformation. Ce modèle permet ainsi de prendre en compte le couplage entre les efforts axiaux et de cisaillement, mais aussi entre la flexion et la torsion. Il est possible de prédire la réponse globale du treillis (fréquence de vibration, flambement), ainsi que les déformations, les déplacements et la distribution des forces au sein du treillis. Pour évaluer la précision de ce modèle, ils comparent les résultats obtenus avec ceux acquis grâce à une analyse directe donnant des solutions exactes.

En 1988 Noor [19] résume les différentes méthodes analytiques existantes pour décrire le comportement de treillis. La première méthode, appelée méthode directe, définit la structure comme un système d'éléments finis discrets pour y appliquer la méthode de calcul de cadres structuraux ; la deuxième, dénommée méthode des champs discrets, se base sur le développement en série de Taylor des équations d'équilibre et de compatibilité écrite à une jointure du treillis ; la troisième, nommée méthode de structure périodique, est basée soit sur l'utilisation d'éléments finis et de la méthode de matrice de transfert, soit sur la caractérisation exacte d'un élément se répétant ; la quatrième méthode substitue au treillis un modèle de poutre continue équivalente.

Burgardt rédige en 1999 [4] un document décrivant une procédure pour calculer les propriétés d'une poutre continue équivalente à un treillis, basée sur l'équivalence énergétique du système. Il utilise des fonctions linéaires par morceaux pour calculer les déplacements et définir les déformations et contraintes par leurs valeurs moyennes calculées sur la cellule continue équivalente. Il démontre de plus que seule la méthode utilisant la périodicité du treillis est rigoureuse, et que la méthode classique basée sur la condensation statique est peu précise.

2.4.4 Caractérisation de PSO

Durant la réalisation de la revue de littérature sur les modèles analytiques caractérisant les structures en treillis, il ressort qu'il serait potentiellement plus simple et plus rapide de développer un modèle calculant la rigidité en flexion d'un PDO à partir d'un modèle existant pour un PSO. En effet, un PDO pourrait être considéré comme un assemblage de plusieurs PSO. Dans ce cas, il serait hypothétiquement possible d'utiliser un modèle de PSO comme une fonction de base du modèle de PDO (cf figure 2.11). Suite à ce constat, la revue a été concentrée sur les modèles analytiques permettant le calcul de rigidités en flexion ainsi que les réalisations expérimentales menées sur un PSO.

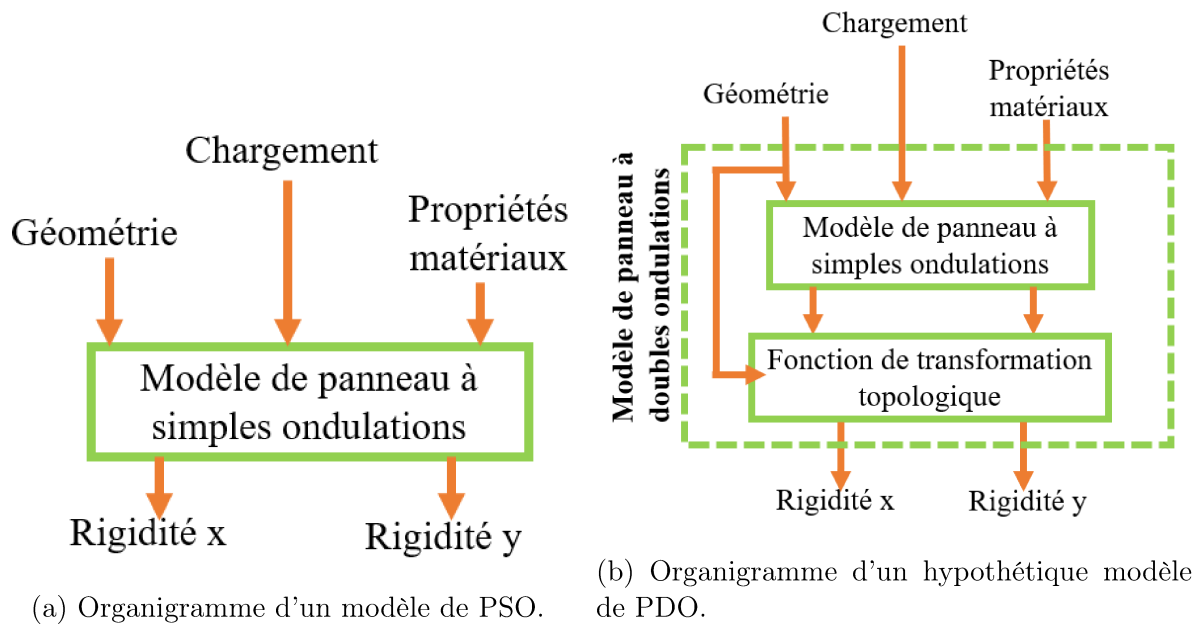


Figure 2.11 Organigramme de modèles analytiques calculant les deux rigidités suivant les axes x et y des PDO et PSO.

Lok et al. [17] ainsi que Dif et al. [6] réalisent tous deux une caractérisation analytique, puis par éléments finis d'un PSO. Le PSO est assimilé à une plaque continue, orthotrope et homogène, pour calculer ses constantes élastiques grâce à la théorie des plaques. Lok et al. proposent une nouvelle méthode de fabrication de PSO par extrusion puis soudage de plusieurs cellules se répétant au sein d'un PSO. Ils utilisent les rigidités obtenues pour calculer les déplacements, puis les comparent à ceux acquis grâce à un calcul numérique par éléments finis 3D. Ils terminent leurs études en confrontant les résultats du PSO avec ceux de différents panneaux sandwichs. Dif et al. proposent un modèle 2D par éléments finis pour simplifier le modèle 3D d'un PSO complet. Ils décrivent ensuite grâce à ce modèle 2D, les distributions d'efforts dans le PSO lorsqu'il est soumis à différents cas de compression transversale.

Valdevit et al. effectuent en 2005 [23] la caractérisation analytique, expérimentale et numérique de défaillance de PSO. Ils améliorent un modèle existant caractérisant les défaillances élastiques pour décrire d'autres mécanismes de défaillances. Ce modèle amélioré est validé grâce à des essais en flexion à trois points et à une analyse par éléments finis du PSO. Les courbes de chargement-déplacement sont analysées pour identifier les modes de rupture. Ils montrent ainsi que le flambement est difficile à prévoir et que les contraintes de compression jouent un rôle important dans la caractérisation de la rupture.

Rubino et al. ont réalisé en 2009 [21] une étude comparative entre un panneau à âme en Y et un PSO. Ils ont analysé les modes de déformations et de défaillances de ces deux panneaux durant un essai en flexion à 3 points simplement supporté, et encastré. Ils ont ainsi procédé à une analyse visuelle et instrumentée des modes de défaillances. Les mesures de forces, de déplacements et de déplacements relatifs entre les deux parements ont été réalisées grâce au capteur de la machine d'essai et à des lasers extensiomètres. Les résultats d'analyses par éléments finis sont comparés aux résultats expérimentaux. Grâce aux expériences menées, ils ont conclu que les deux géométries de panneau ont des réponses sensiblement équivalentes pour chaque cas de chargement étudié.

2.4.5 Théorie des plaques appliquée au PSO

En 1951 Libove et Hubka [16] appliquent la théorie des plaques homogènes et orthotropes aux PSO. Ils exposent et démontrent ainsi les formules calculant les constantes élastiques d'un PSO. Il est alors possible de calculer, à partir des données géométriques et matériaux, les rigidités en cisaillement transversal, en flexion, en torsion ; il devient également possible de calculer les modules d'Young et de cisaillement et enfin les coefficients de Poisson associés à la flexion et à l'extension. Une cellule répétitive du PSO est alors associée à un élément homogène et continu (cf figure 2.12). Les constantes élastiques calculées sont exprimées par unité de largeur du panneau.

Lorsque seul un moment de flexion M_x est appliqué à l'élément continu, alors la rigidité en flexion D_x (appelée rigidité longitudinale) et le coefficient de Poisson μ_x peuvent être calculés grâce aux équations 2.2 et 2.3 [16].

$$\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = -\frac{M_x}{D_x} \quad (2.2)$$

$$\mu_x = -\frac{\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}}{\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}} \quad (2.3)$$

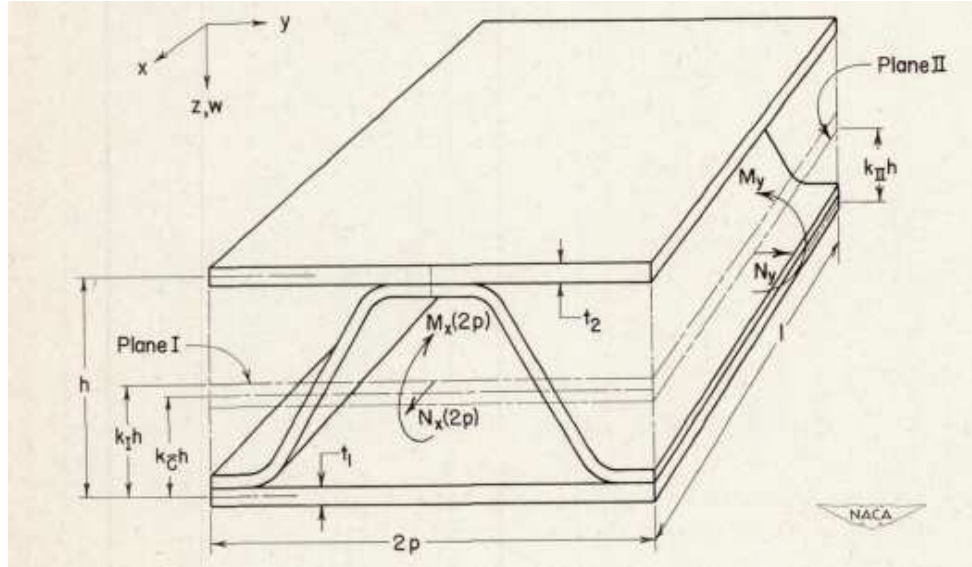


Figure 2.12 Cellule répétitive d'un PSO et élément homogène associé [16].

Lorsque seul un moment de flexion M_y est appliqué à l'élément continu, alors la rigidité en flexion D_y (appelée rigidité transversale) et le coefficient de Poisson μ_y peuvent être calculés grâce aux équations 2.4 et 2.5 [16].

$$\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} = -\frac{M_y}{D_y} \quad (2.4)$$

$$\mu_y = -\frac{\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}}{\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}} \quad (2.5)$$

Les rigidités D_x et D_y peuvent être calculées grâce à la géométrie et aux propriétés du PSO à l'aide des équations 2.6 et 2.7 [16].

$$D_x = \overline{EI_x} \quad (2.6)$$

$$D_y = \frac{\overline{EI_y}}{1 - \mu_1^2 \left(1 - \frac{\overline{EI_y}}{\overline{EI_x}}\right)} \quad (2.7)$$

avec

$\overline{EI_x} = E_c \overline{I_c} + 0,5 E_1 t_1 h^2$	uniquement dans le cas d'un PSO symétrique
$\overline{EI_y} = 0,5 E_1 t_1 h^2$	uniquement dans le cas d'un PSO symétrique
μ_1	le coefficient de Poisson du matériau des parements
E_1	le module d'élasticité du matériau des parements, Pa
E_c	le module d'élasticité du matériau de l'âme, Pa
$\overline{I_c}$	le moment quadratique au centroïde, par unité de largeur, de la section de l'âme parallèle au plan yz , mm^3
t_1	l'épaisseur de chaque parement, mm
h	distance entre les lignes moyennes des deux parements, mm

Ces équations sont applicables lorsque le PSO est symétrique (cf figure 2.13) et que les hypothèses suivantes sont vérifiées :

- Les déformations sont faibles.
- Le module d'élasticité suivant z est infini. Il n'y a donc pas de flambement local des parements et l'épaisseur totale du PSO est constante.
- L'épaisseur des parements est bien inférieure à l'épaisseur totale du panneau. Ainsi, les rigidités locales des parements sont ignorées.
- L'âme contribue à la rigidité en flexion suivant x mais pas suivant y .
- La longueur du panneau suivant y est suffisante pour que plusieurs cellules répétitives soient présentes.

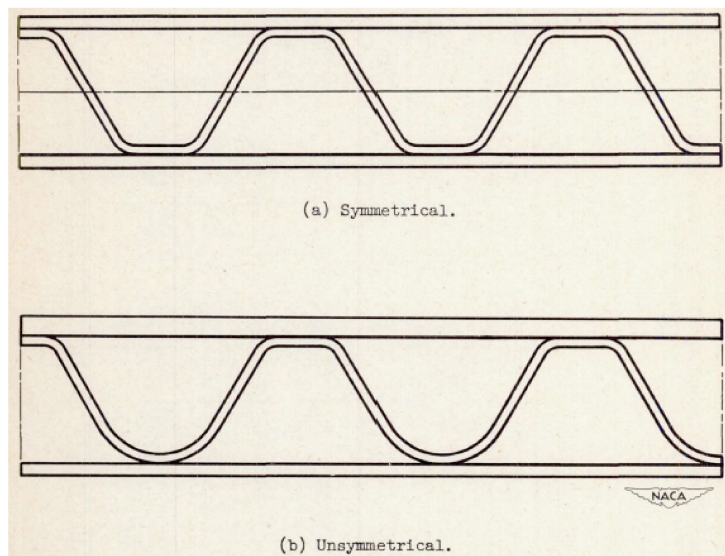


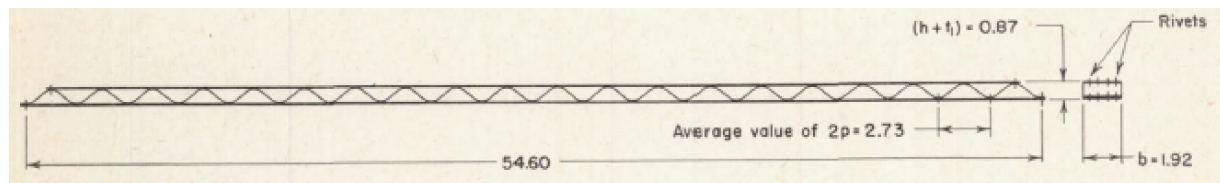
Figure 2.13 Schéma de PSO (a) symétrique et (b) asymétrique [16].

De plus, Libove et Hubka vérifient la véracité des équations établies en réalisant des essais en flexion à quatre points. Ces essais permettent de calculer expérimentalement la rigidité transversale D_y . Le montage expérimental ainsi que les dimensions de la poutre sont exposés en figure 2.14. Les parements et l'âme de la poutre sont assemblés par rivetage. Les déplacements sont mesurés grâce à une série de comparateurs de sensibilité de 0,0001 pouce. La rigidité transversale est calculée, en supposant la poutre uniforme et soumise à un moment de flexion constant, grâce à l'équation 2.8 [16]. Durant les essais ils ont remarqué un écrasement local au niveau des supports, ils ont donc installé des entretoises pour limiter ce phénomène (*spacer* cf figure 2.14a). L'erreur calculée entre la rigidité expérimentale et la théorique est inférieure à 2%.

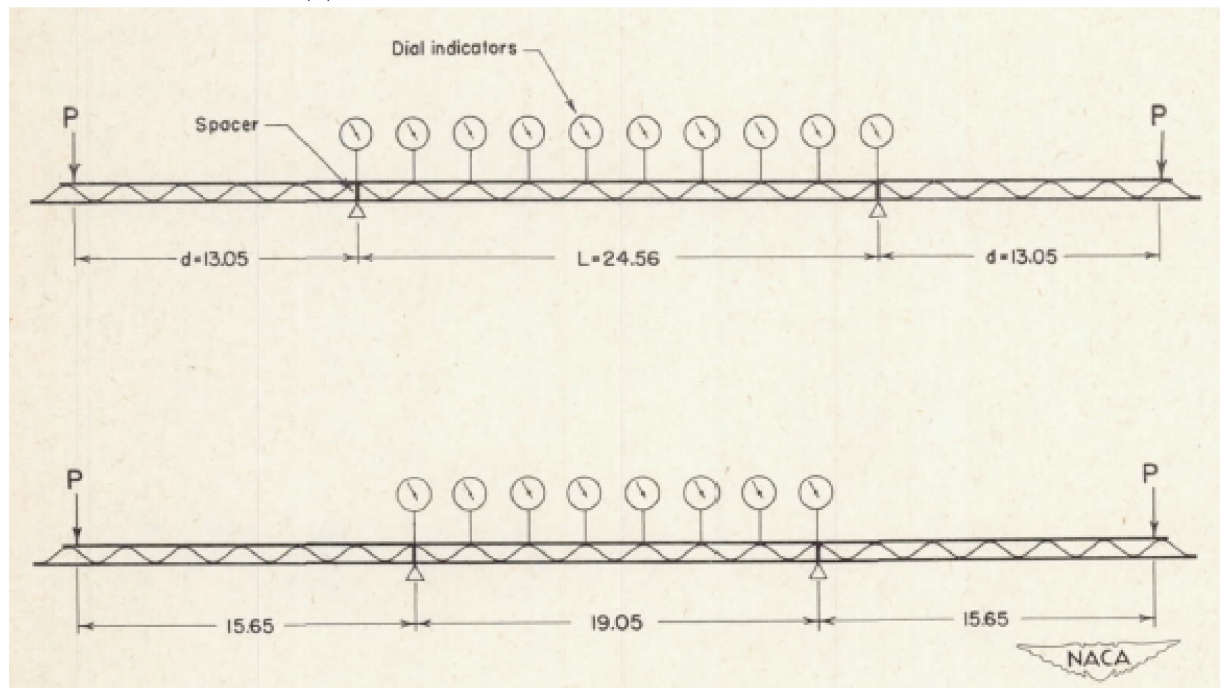
$$D_y = \frac{Pdy_s(L - y_s)}{2bw_s} \quad (2.8)$$

avec

- P la charge appliquée de chaque côté de la poutre, en livres (cf figure 2.14b)
- d la distance entre le chargement et le support, en pouces (cf figure 2.14b)
- y_s la distance entre un comparateur et le support de gauche, en pouces
- w_s le déplacement au comparateur situé à y_s , en pouces
- L la distance entre les supports, en pouces (cf figure 2.14b)
- b la largeur de la poutre, en pouces (cf figure 2.14b)



(a) Dimension de la poutre pour l'essai en flexion.



(b) Montage expérimental de l'essai en flexion.

Figure 2.14 Dimensions et mise en place des essais pour le calcul de la rigidité en flexion dans le sens de l'ondulation [16].

2.4.6 Résumé de la revue de littérature

Le tableau 2.2 permet de récapituler les différents travaux identifiés lors de la réalisation de la revue.

Tableau 2.2 Récapitulatif des modèles analytiques présents dans la littérature.

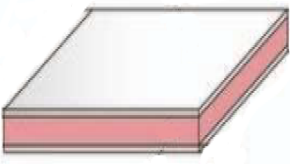
Titre, auteur, date	Résumé des travaux
Caractérisation des structures sandwichs, Lhuissier et Laszczyk, 2012 [14] 	Calcul analytique et expérimental de la rigidité en flexion pour un panneau sandwich lorsque les modules d'Young sont connus.
Suite à la page suivante	

Tableau 2.2 – Récapitulatif des modèles analytiques présents dans la littérature. (Suite)

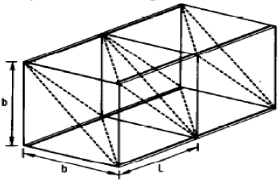
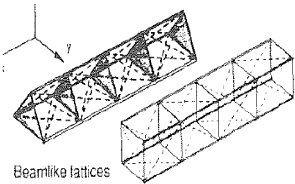
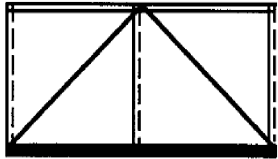
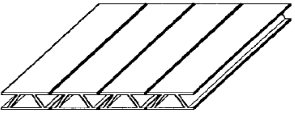
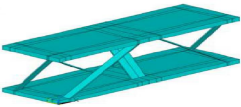
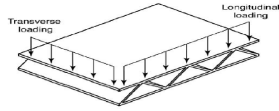
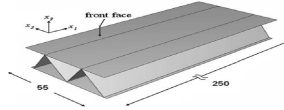
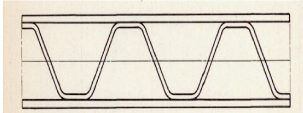
Titre article et date	Forme du panneau	Résumé des travaux
<i>Anisotropic continuum models for beamlike lattice trusses, Noor et Russel, 1986 [20]</i>		Développement et validation par éléments finis d'un modèle analytique de poutre en treillis basé sur la conservation d'énergie et de contrainte avec une poutre équivalente homogène.
<i>Continuum modeling for repetitive lattice structures, Noor, 1998 [19]</i>		Résumé de quatre méthodes caractérisant une poutre en treillis.
<i>Continuum modeling of beamlike trusses using averaging methods, Burgardt et Cartraud, 1999 [4]</i>		Utilisation d'équivalence d'énergie cinétique et de fonctions linéaires par morceaux pour caractériser le comportement d'une poutre en treillis.
<i>Elastic stiffness properties and behavior of truss-core sandwich panel, Lok et Cheng, 2000 [17]</i>		Propose une nouvelle méthode de fabrication (extrusion puis soudage) pour un PSO. Caractérise un PSO grâce aux propriétés d'une plaque continue, orthotrope et homogène.
<i>Multi-scale modeling of corrugated core sandwich panels subjected to out-of plane loads, Difs et Ro, 2017 [6]</i>		Simplifie un modèle d'éléments finis 3D grâce au développement d'un modèle 2D puis décrit la distribution des efforts dans le PSO soumis à de la compression.
Suite à la page suivante		

Tableau2.2 – Récapitulatif des modèles analytiques présents dans la littérature. (Suite)

Titre article et date	Forme du panneau	Résumé des travaux
<i>Structural performance of near-optimal sandwich panels with corrugated cores, Valdevit et al., 2005 [23]</i>		Développement d'un modèle de caractérisation des défaillances autres qu'élastiques. Étude expérimentale et numérique en flexion à 3 points.
<i>The three-point bending of Y-frame and corrugated core sandwich beam, Rubino et al., 2010 [21]</i>		Compare expérimentalement les modes de défaillances en flexion d'un PSO et d'un panneau en Y grâce à une analyse visuelle et instrumentée des déplacements.
<i>Elastic constants for corrugated-core sandwich plates, Libove et Hubka, 1951 [16]</i>		Applique la théorie des plaques pour caractériser les constantes élastiques d'un PSO.

CHAPITRE 3

Méthodologie

3.1 Résumé de la méthodologie

Durant la revue, il a été décidé d'utiliser un modèle calculant les rigidités pour un PSO dans le but de créer celui pour un PDO. La théorie des plaques homogènes et orthotropes appliquée au PSO décrite par Libove et Hubka [16] est utilisée pour développer la méthode de calcul expérimentale de rigidités, ainsi que pour valider les paramètres des essais en flexion et les méthodes d'analyses de résultats expérimentaux.

Pour calculer expérimentalement les rigidités en flexion, le PSO conçu et fabriqué est soumis uniquement à un moment fléchisseur. Pour y arriver, un montage de flexion à quatre points a été conçu et fabriqué. Les rigidités sont calculées en mesurant les valeurs de force grâce au capteur de la machine de traction/compression utilisée, et en mesurant les déplacements grâce à un système de corrélation d'images 3D.

Le montage expérimental conçu, la méthode de calcul et les méthodes d'analyses des déplacements ont été validés en réalisant des essais avec une plaque monolithique en aluminium.

Après avoir défini la première configuration expérimentale (méthode de calcul de rigidité, paramètres d'essais, méthodes d'analyses de déplacements), une série d'essais a été réalisée. Après chaque essai, l'erreur relative (équation 3.1) entre les rigidités calculées grâce à l'essai et celles calculées grâce aux équations 2.2 et 2.4 est obtenue. Lorsque celle-ci est jugée trop élevée, un ou plusieurs aspects de la configuration expérimentale sont modifiés pour diminuer l'erreur. Le PSO étant orthotrope, la méthode d'analyse des déplacements ainsi que les paramètres d'essai pour le calcul de la rigidité transversale diffèrent de celle pour le calcul de la rigidité longitudinale.

$$e_r = \frac{\text{rigidité expérimentale} - \text{rigidité théorique}}{\text{rigidité théorique}} \quad (3.1)$$

La figure 3.1 présente un organigramme résumant la méthodologie des travaux effectués.

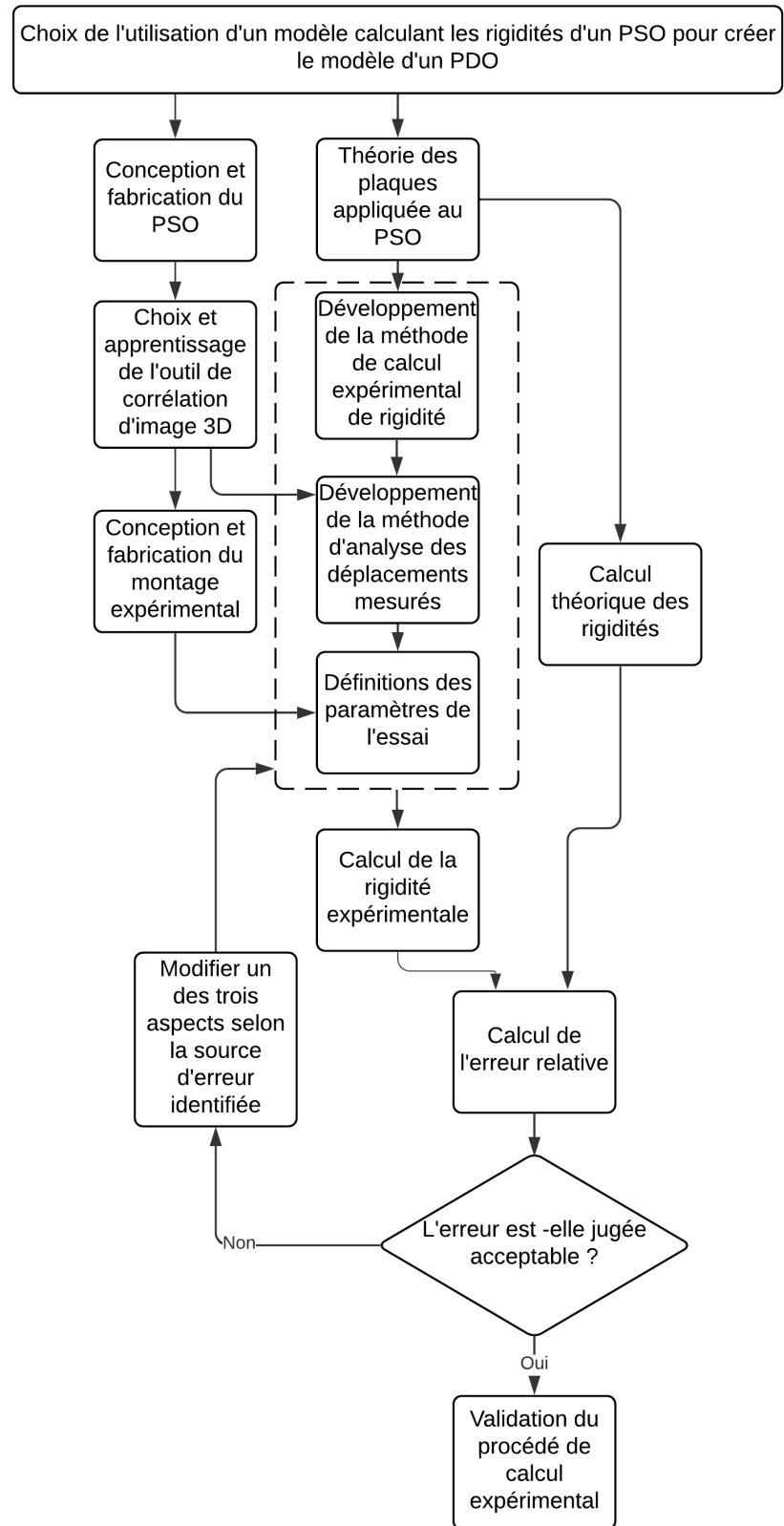


Figure 3.1 Oragnigramme résumant la méthodologie de recherche.

3.2 Conception et fabrication du panneau pour les essais

Les panneaux NIDA sont les plus utilisés actuellement dans l'industrie ; il a donc été choisi de se baser sur les dimensions d'un panneau NIDA acheté dans le commerce, pour pouvoir réaliser des essais comparatifs entre ce panneau et le PSO conçu.

Les trois éléments formant le panneau (parements et âme) sont assemblés par collage et rivetage (pour le maintien en position). La colle utilisée (LORD850-852) nécessite un ponçage et un nettoyage des surfaces à coller. Une fois la colle et les rivets appliqués, le panneau est placé sous une charge répartie sur toute sa surface pour assurer un bon contact entre les parements et l'âme. Après le séchage de la colle, les zones rivetées sont découpées pour ne pas modifier le comportement du panneau.

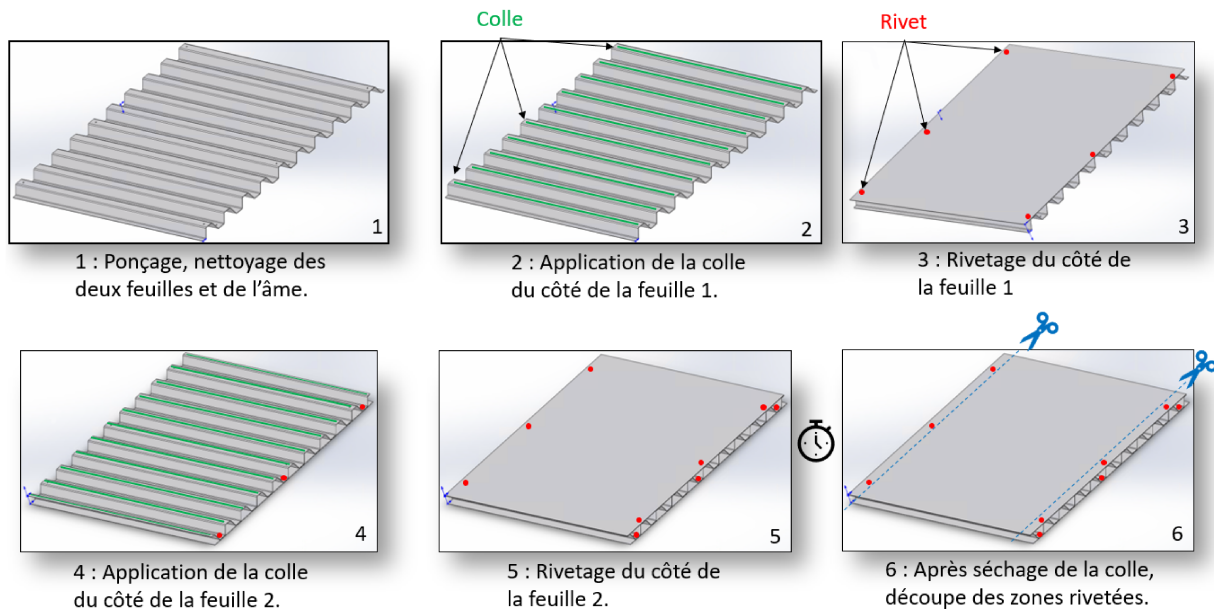


Figure 3.2 Méthode de fabrication du PSO.

Un seul PSO de type symétrique (cf figure 2.13) a été conçu et fabriqué pour faire les essais en flexion dans le sens longitudinal et transversal. Le PSO mesure ainsi, après avoir coupé les zones rivetées, 560 mm dans le sens longitudinal (suivant l'axe x figure 3.3) et 588 mm dans le sens transversal (suivant l'axe y figure 3.3). Les parements et l'âme sont fabriqués en aluminium 5052-H32 ($E=70300$ MPa, $\mu=0,33$) d'épaisseur 0.813 mm, et la hauteur totale h_t du PSO est égale à 25 mm (cf figure 3.4). L'angle entre les parements et l'âme vaut 65° . La largeur $2p$ d'une cellule répétitive est égale à 58.8 mm, ainsi elle est répétée 10 fois au sein du PSO.

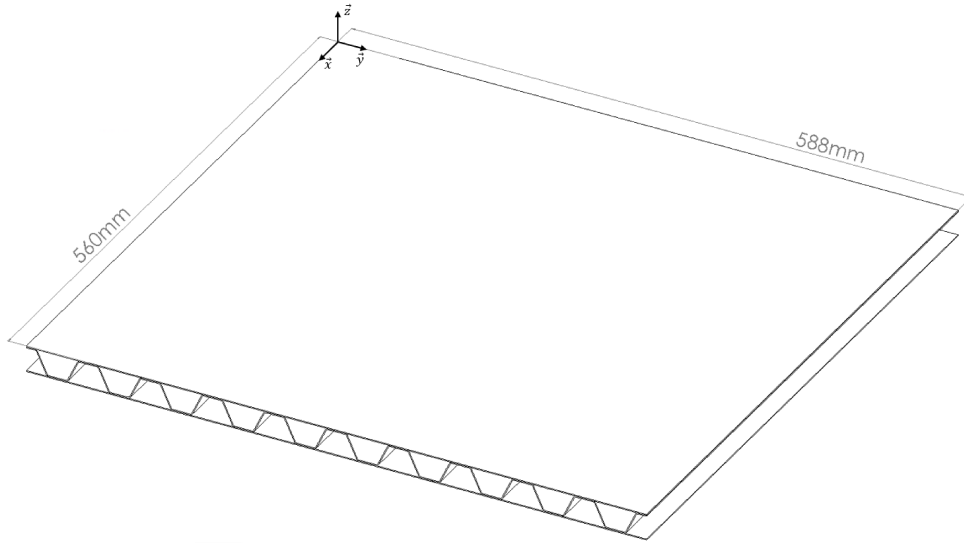


Figure 3.3 Dimension du PSO fabriqué.

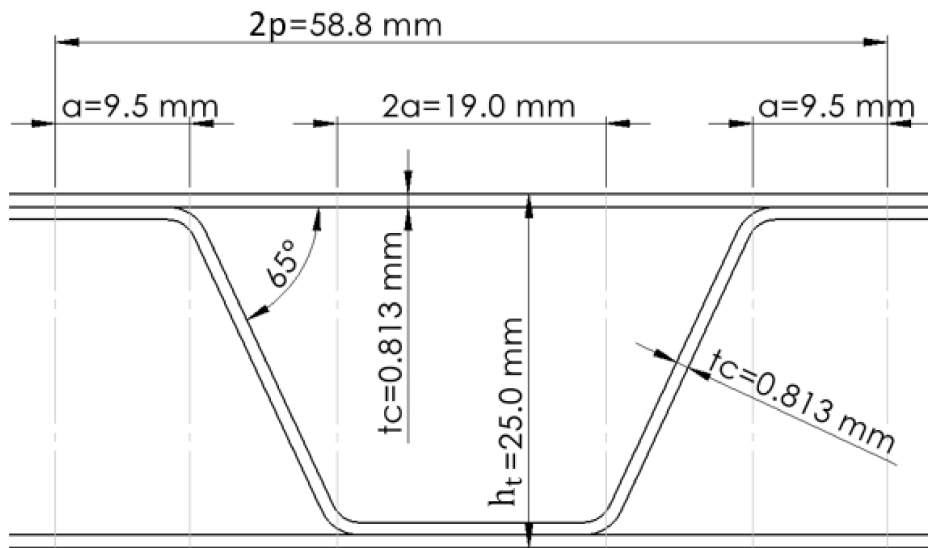


Figure 3.4 Dimensions de la cellule répétitive du PSO fabriqué.

3.3 Calcul théorique des rigidités du PSO

Pour calculer les valeurs théoriques des rigidités D_x et D_y , il est nécessaire de calculer le moment quadratique \overline{I}_c au centroïde de la section de l'âme parallèle au plan yz . Puisque l'âme est divisible en cellules répétitives, seul le moment quadratique d'une cellule I_{cr} est calculé à l'aide de simplification et décomposition géométrique en éléments simples (cf figure 3.5).

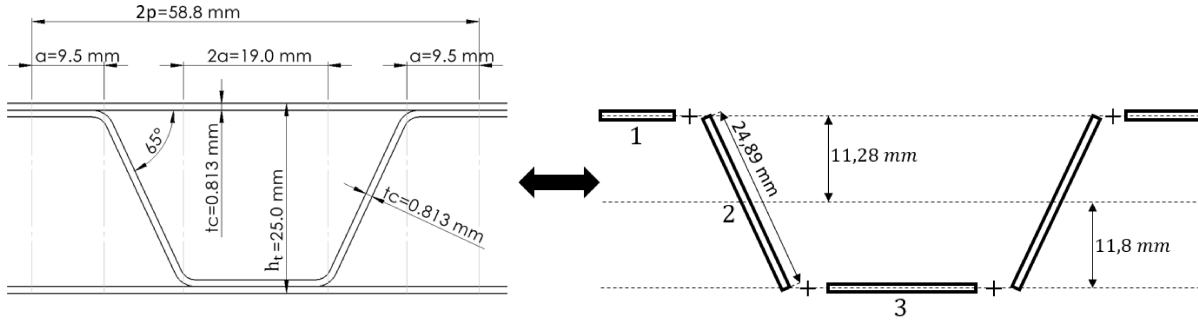


Figure 3.5 Simplification et décomposition géométrique de l'âme pour le calcul de \overline{I}_c .

Les équations 3.2, 3.3, 3.4 [18] permettent de calculer les moments quadratiques I_1 , I_2 , I_3 de chaque élément de la figure 3.5 et de déplacer I_1 et I_3 au centroïde du PSO (I_2 est déjà exprimé au centroïde du PSO). Ils sont ensuite sommés pour obtenir I_{cr} (cf équation 3.5). Le moment quadratique d'une cellule est alors multiplié par le nombre de cellules (10 pour le PSO fabriqué) et divisé par la longueur suivant l'axe x du PSO pour aboutir à \overline{I}_c (cf équation 3.6).

$$I_1 = \frac{t_c^3 \times a}{12} + t_c \times a \times 11,28^2 = 983,15 \text{ mm}^4 \quad (3.2)$$

$$I_2 = \frac{\frac{t_c^3 \times 24,89}{12} + \frac{t_c \times 24,89^3}{12}}{2} + \frac{\frac{t_c^3 \times 24,89}{12} + \frac{t_c \times 24,89^3}{12}}{2} \times \cos(2(180 - 25)) = 858,3 \text{ mm}^4 \quad (3.3)$$

$$I_3 = \frac{t_c^3 \times 2a}{12} + t_c \times 2a \times 11,28^2 = 1966,3 \text{ mm}^4 \quad (3.4)$$

$$I_{cr} = 2 \times I_1 + 2 \times I_2 + I_3 = 5649,2 \text{ mm}^4 \quad (3.5)$$

$$\overline{I}_c = \frac{I_{cr} \times 10}{560} = 100,88 \text{ mm}^3 \quad (3.6)$$

Pour évaluer l'erreur causée par les simplifications et décompositions géométriques, \overline{I}_c a également été mesuré à l'aide d'un modèle CAO. Le tableau 3.1 résume les résultats

obtenus pour le calcul de \overline{I}_c . L'erreur relative entre la valeur calculée et la valeur mesurée vaut 3,3%, ce qui a été jugée négligeable.

Tableau 3.1 Valeur numérique du calcul de \overline{I}_c .

\overline{I}_c calculé, mm^3	\overline{I}_c mesuré, mm^3	Erreur relative (%)
100,89	97,63	3,3

À l'aide des équations 2.6 et 2.7 il est maintenant possible de calculer les valeurs théoriques de D_x et D_y .

$$D_x = \overline{EI}_x = E_c \overline{I}_c + 0,5 E_1 t_1 h^2 = 70300 \times 100,89 + 0,5 \times 70300 \times 0,813 \times (25 - 0,813)^2$$

$$\Rightarrow D_x = 2,38E7 \text{ Nmm}$$

$$D_y = \frac{\overline{EI}_y}{1 - \mu_1^2 \left(1 - \frac{\overline{EI}_y}{\overline{EI}_x}\right)} = \frac{0,5 \times 70300 \times 0,813 \times (25 - 0,813)^2}{1 - 0,33^2 \left(1 - \frac{0,5 \times 70300 \times 0,813 \times (25 - 0,813)^2}{2,38E7}\right)} = 1,73E7 \text{ Nmm}$$

3.4 Ajustement de la théorie des plaques appliquée au PSO

Libove et Hubka présentent les équations de la théorie des plaques appliquées au PSO dans un repère indirect (cf figure 2.12). Nous avons décidé d'ajuster les expressions présentées dans la section 2.4.5 pour les exprimer dans un repère direct (cf 3.6). L'équation 3.7 permet d'adapter le signe des équations 2.2 et 2.4. Les équations 3.8 et 3.9 sont ainsi obtenues.

$$\frac{\partial^2 u_i}{\partial x_k^2} = P(ij) \frac{M_j}{D_{x_k}} \quad (3.7)$$

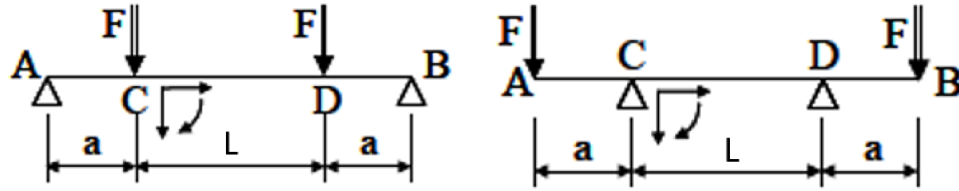
avec

u_i Le déplacement suivant l'axe i

x_k La position suivant l'axe k

$P(ij)$ La fonction permutation $= +1$ si $ij = xy, yz, zx$
 $= -1$ si $ij = yx, zy, xz$

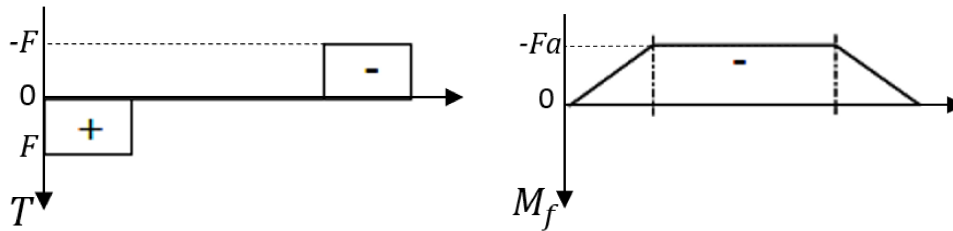
M_j Le moment autour de l'axe j



(a) Schéma de la première configuration de flexion à 4 points. (b) Schéma de la seconde configuration de flexion à 4 points.

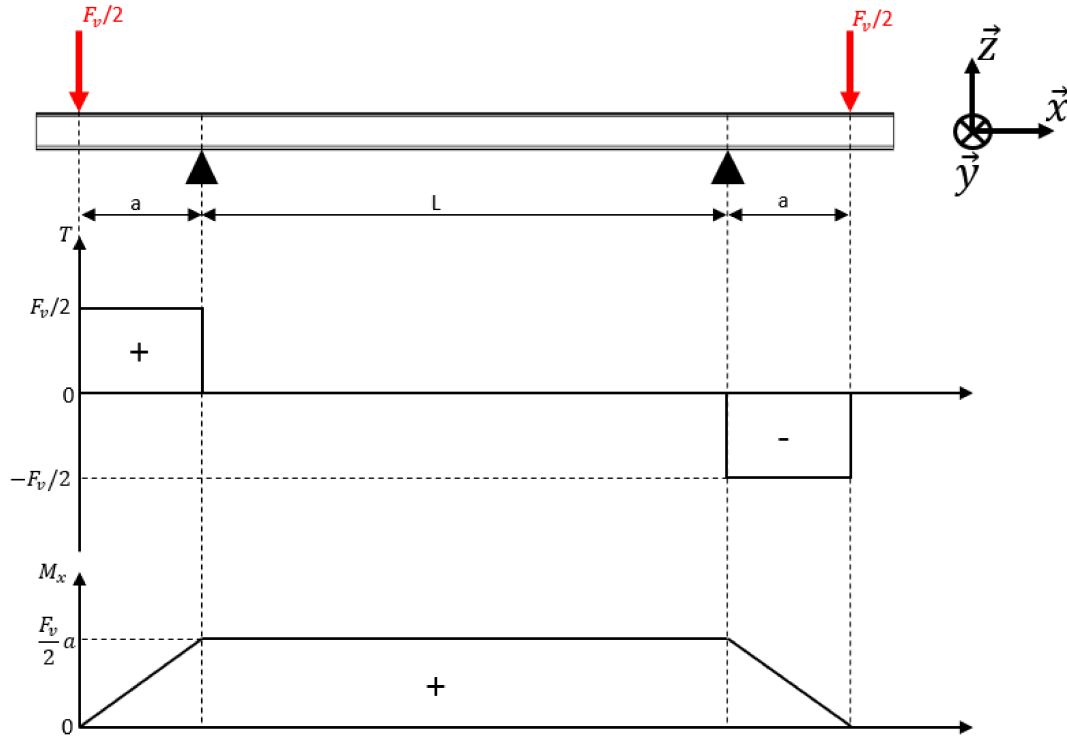
Figure 3.7 Schéma des configurations de flexion à 4 points [11].

En supposant que le PSO se comporte comme une poutre homogène et continue, les efforts tranchants et fléchisseurs de celui-ci peuvent être décrit grâce aux graphes de la figure 3.8. Cependant le repère direct que nous avons associé au PSO est différent de celui utilisé en figure 3.7b, nous avons alors adapté les graphes de la figure 3.8 pour obtenir les graphes des efforts tranchant et fléchisseurs pour le calcul de D_x et D_y (cf figure 3.9).

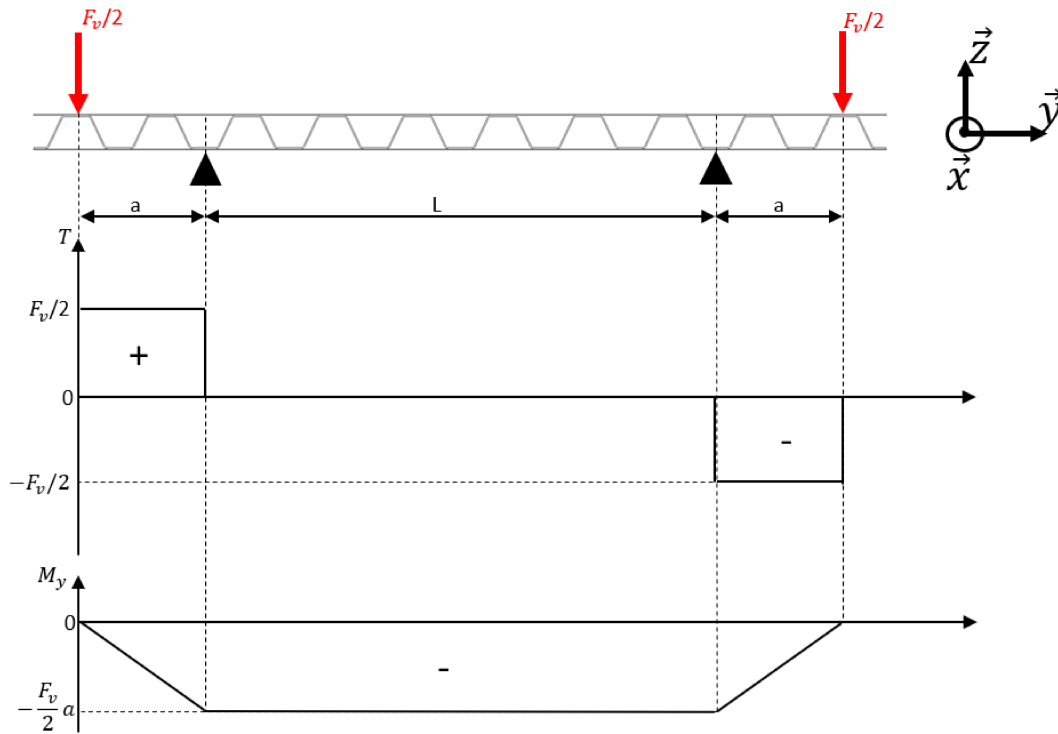


(a) Graphique de l'effort tranchant. (b) Graphique du moment fléchisseur.

Figure 3.8 Effort de cohésion dans une poutre soumise à de la flexion à quatre points, dans la configuration 3.7b [11].



(a) Graphique de l'effort tranchant et du moment de flexion pour le calcul de D_x .



(b) Graphique de l'effort tranchant et du moment de flexion pour le calcul de D_y .

Figure 3.9 Effort de cohésion dans le PSO soumis à de la flexion à quatre points, dans la seconde configuration.

3.5.2 Fabrication du montage de flexion à 4 points.

Le montage de flexion à quatre points a été fabriqué à l'aide de profilés rainurés en aluminium produits par Bosh Rexroth. La figure 3.10 expose les dimensions de la section des profilés choisis pour fabriquer le montage de flexion. Ces profilés sont assemblés, grâce à des équerres achetées chez Bosch Rexroth, pour former quatre cadres laissant le champ de vision libre pour les caméras du système de corrélation d'images. Deux cadres forment les appuis simples de la flexion à quatre points, ils sont posés sur le marbre de la machine de traction/compression et sont maintenus en place grâce aux rainures en T du marbre. Des ferangles en aluminium reliant les deux cadres rigidifient l'ensemble (cf figure 3.11). Deux autres cadres composent la partie du montage appliquant les efforts au panneau. Un dernier profilé fait le lien, par l'intermédiaire d'une rotule, entre les deux cadres et le vérin de la machine de traction/compression. Des ferangles en aluminium reliant les deux cadres sont aussi installés pour rigidifier l'ensemble (cf figure 3.12). Le contact entre les cadres et le panneau est assuré par des cylindres en acier de diamètre 26 mm fixés sur les cadres à l'aide des rainures des profilés.

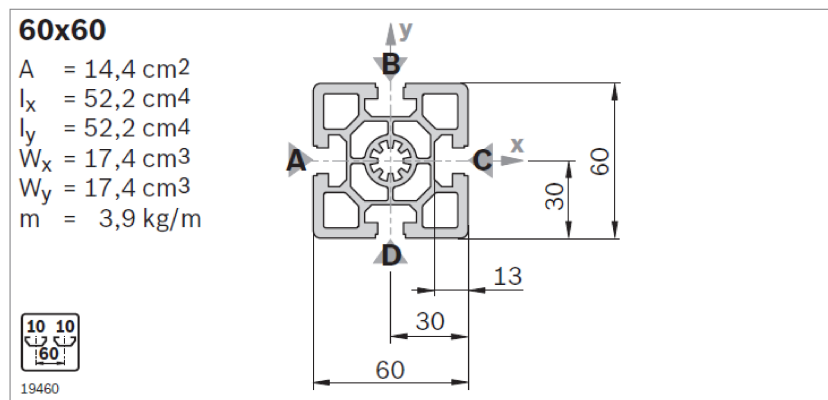
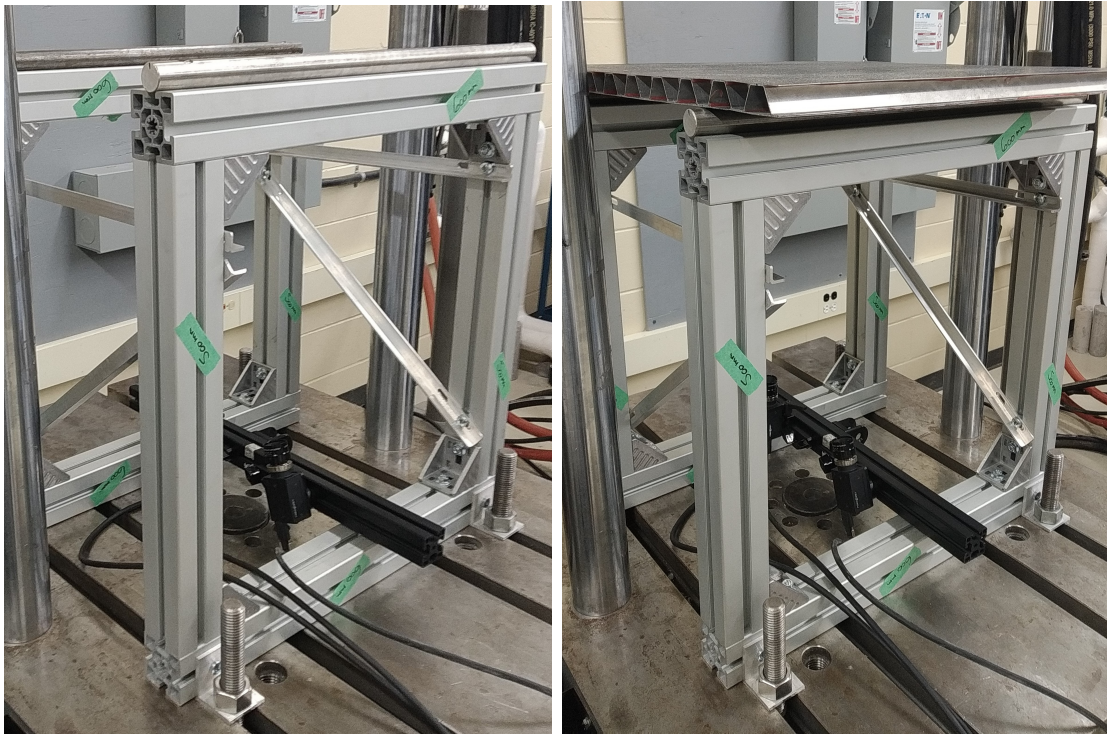


Figure 3.10 Section paramétrée des profilés rainurés utilisés pour la fabrication du montage.

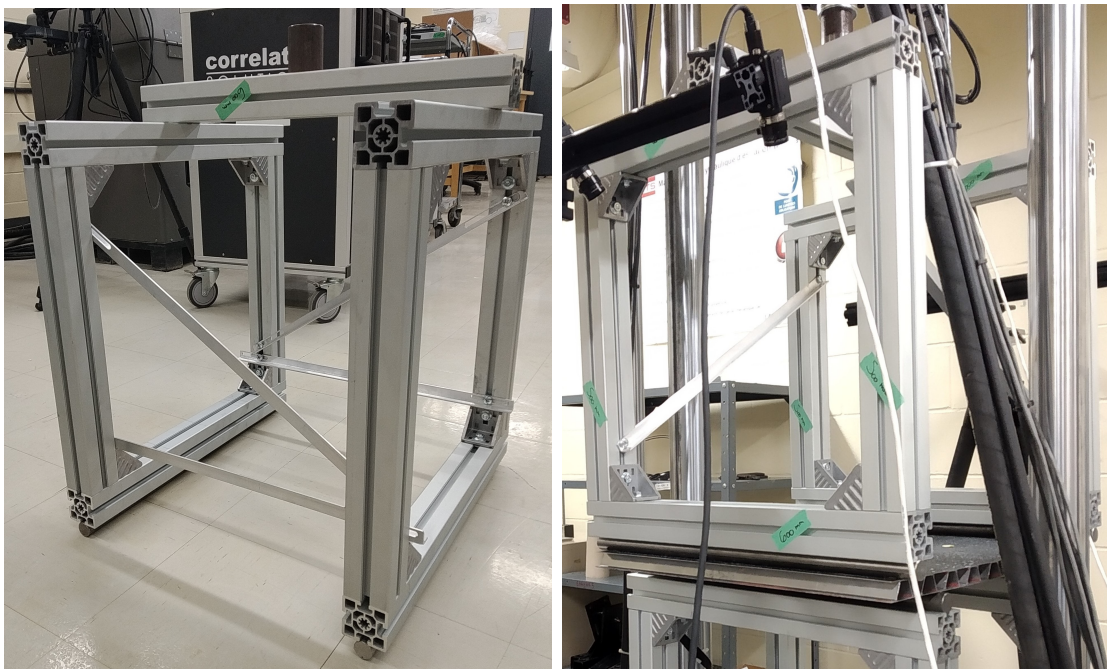
Le montage fabriqué permet ainsi l'installation de deux systèmes de corrélation d'images, un dessous et un dessus, pour mesurer simultanément les déplacements des deux parements. Le premier système est fixé directement sur les profilés inférieurs des cadres fixes (cf figure 3.11). Cependant lors des premiers essais, les données acquises par ce système se sont avérées inutilisables, il a donc été retiré pour la suite des essais. Le deuxième système est installé sur un trépied positionné à côté du marbre. De plus, grâce aux rainures en T du marbre et des profilés, les distances a et L du montage (cf figure 3.9) sont modulables.



(a) Sans PSO.

(b) Avec PSO.

Figure 3.11 Partie inférieure fixe du montage formant les deux appuis simples.



(a) Sans PSO.

(b) Avec PSO.

Figure 3.12 Partie supérieure du montage appliquant les efforts.

La figure 3.13 présente le montage complet installé sur la machine de traction/compression.

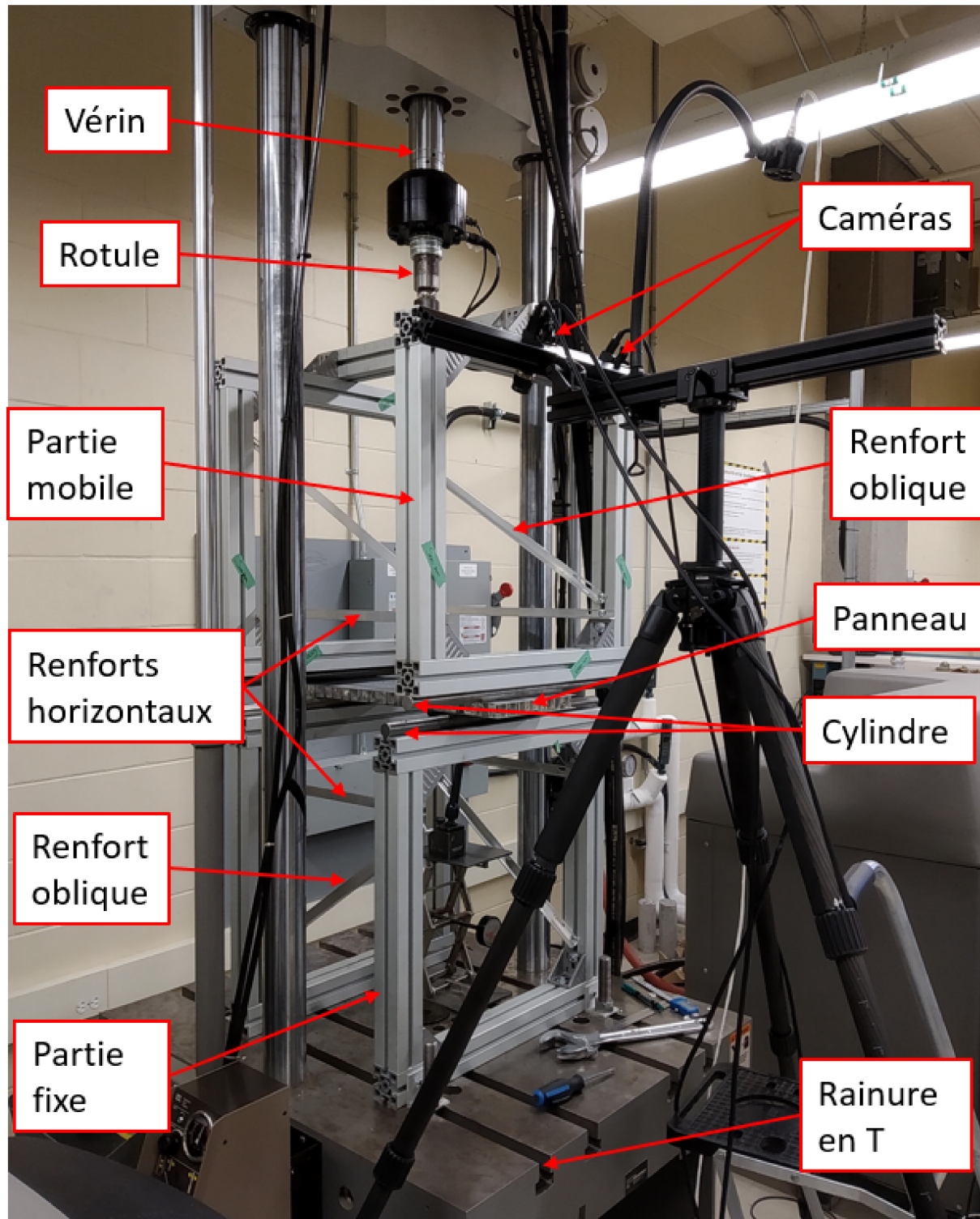


Figure 3.13 Montage assemblé sur la machine de traction/compression.

3.5.3 Mesures expérimentales par corrélation d'images 3D

Libove et Hubka [16] mesurent les déplacements à l'aide de comparateurs (mesures ponctuelles locales) durant leurs essais en flexion à quatre points d'un PSO. Nous avons choisi de mesurer les déplacements du PSO grâce à un système de corrélation d'images 3D. La corrélation d'images 3D permet, grâce à un système de deux caméras fixes, montées sur un trépied, de mesurer les déplacements, les courbures et les déformations d'une surface préalablement recouverte d'un mouché. Les déplacements sont ainsi mesurés sur une surface continue où seul le moment fléchisseur est non nul (cf figure 3.14). De plus, une image en trois dimensions de la surface est construite durant les calculs de corrélation d'images. Le système de corrélation d'images utilisé durant les essais a été développé par *Correlated-Solutions*. Le système de caméras basse vitesse *point grey* ainsi que les lentilles Schneider Kreuznach Xenoplan 1.4/17 sont fournies par *High Speed Imaging Inc.*

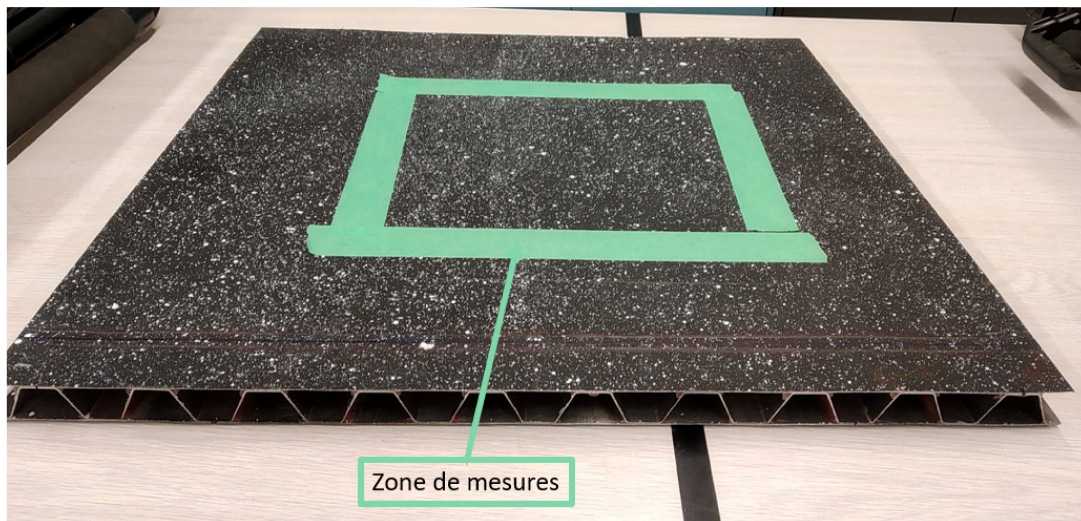


Figure 3.14 Zone où les déplacements sont mesurés par le système de corrélation d'images.

Le système de corrélation d'images 3D nécessite l'application d'un mouché sur la surface d'intérêt ; un bon mouché doit être non répétitif, isotrope et bien contrasté. Le mouché a été appliqué grâce à deux bombes de peinture mate ; du noir et du blanc et à un grillage métallique très fin. Un fond noir mat uniforme est appliqué sur le PSO, puis après séchage du fond, le mouché blanc mat est appliqué en réalisant de petites aspersion discontinues avec le grillage devant la sortie de la bombe de peinture blanche (cf figure 3.15).

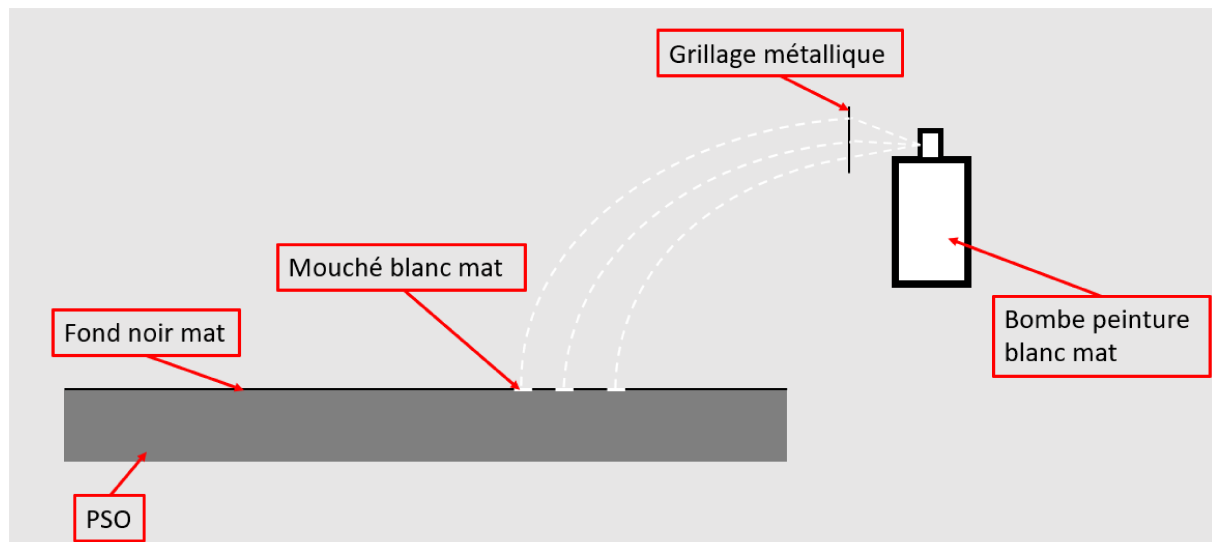
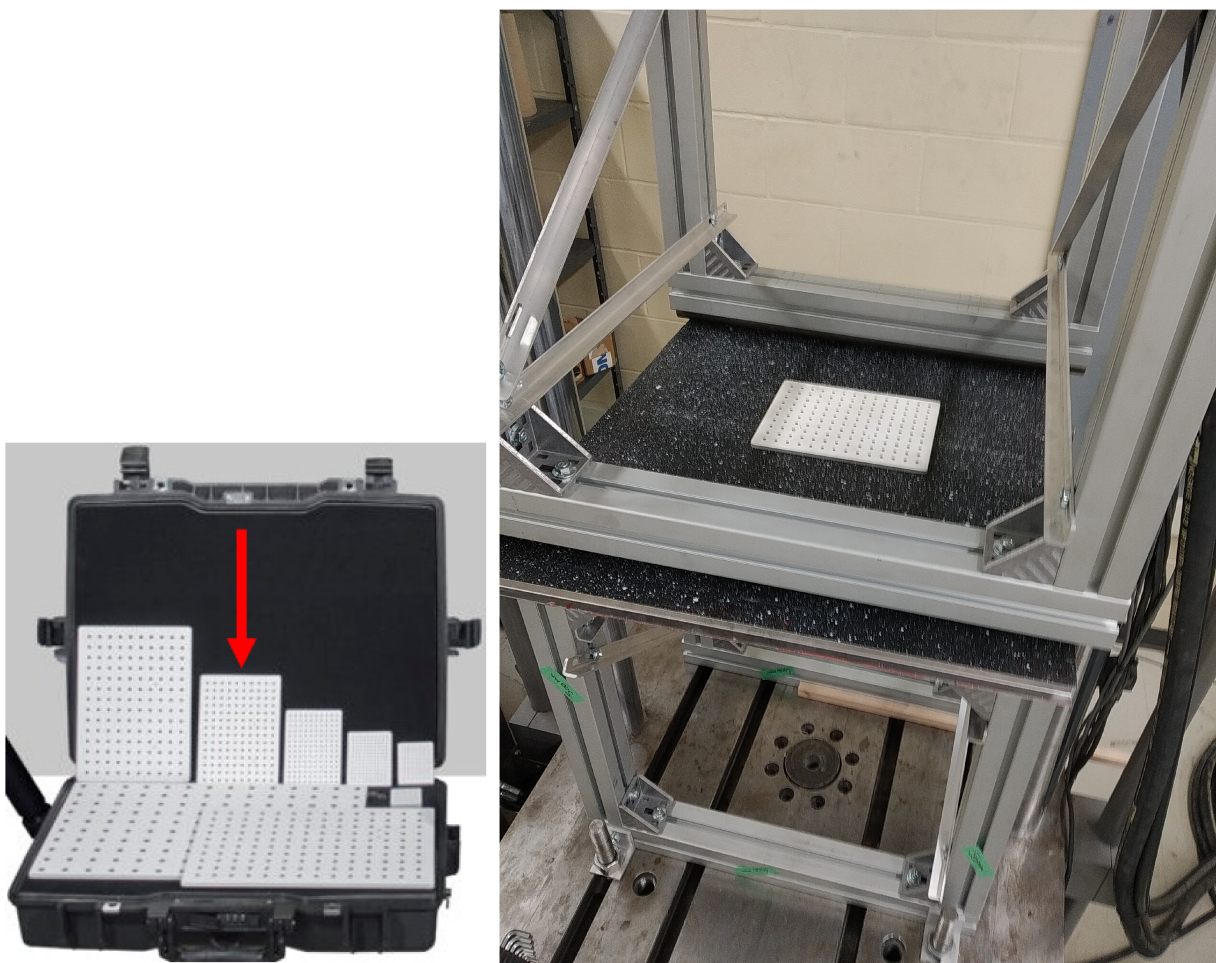


Figure 3.15 Schéma de l'application du mouché au PSO.

Suite à l'application du mouché, le panneau est mis en place dans le montage de flexion à quatre points, puis le système de corrélation d'images peut être installé et réglé. Puisque le système du bas a été désinstallé après les premiers essais, seuls l'installation et les réglages du système du haut seront décrits. Le trépied supportant les caméras a été positionné pour que la surface la plus grande possible au centre du panneau soit visible simultanément par les deux caméras. Les deux caméras ont ainsi été placées le plus loin possible du panneau. S'ensuivent les réglages de la mise au point, de l'ouverture et du temps d'exposition des deux caméras. La mise au point est réalisée pour que l'image des caméras soit nette au centre du panneau. L'ouverture et le temps d'exposition ont été réglés pour obtenir le plus grand champ de profondeur possible et le contraste le plus adapté pour ce mouché. Ces deux paramètres dépendent de la lumière environnante durant l'essai, du niveau de déformation attendu, de la taille de la zone d'intérêt ainsi que du type d'essai (statique ou dynamique). Des essais statiques avec une grande zone d'intérêt nécessitent une ouverture faible et un temps d'exposition important pour obtenir de bons résultats. Dans la configuration décrite, l'ouverture est réglée entre 5.6 et 11 (valeur indiquée sur la lentille) et le temps d'exposition est fixé à 400 ms.

Une fois les caméras positionnées et réglées, le système peut être calibré. Il faut d'abord choisir une grille de calibration (plusieurs grilles de différentes tailles sont fournies). Elle doit rentrer entièrement dans le champ de vision des deux caméras. Dans la configuration décrite précédemment la grille 14 mm H95-00-06 est la mieux adaptée (cf figure 3.16). À l'aide du logiciel Vic Snap, une vingtaine d'images ont été prises avec des positions différentes de grille sur le PSO, ce qui a permis la calibration des caméras à l'aide du logiciel

Vic-3D. Pour s'assurer que l'erreur entre les valeurs mesurées et les valeurs physiques soit négligeables, il faut vérifier le rapport de calibration. Dans la configuration décrite précédemment, le score de calibration doit être faible (seuil défini par le logiciel Vic-3D). Il faut que les coordonnées des centres des images des deux caméras soient proches et que leurs longueurs focales calculées soient similaires. Pour finir, la calibration doit être effectuée sans l'option *high magnification*. Si la calibration échoue (si un des points précédents n'est pas obtenu), le problème peut provenir soit des réglages réalisés avant la calibration, soit des images de la grille. Avant de recommencer les réglages des caméras, il faut d'abord prendre une nouvelle série de photos avec la même grille, puis avec une grille de taille différente si la calibration échoue encore.



(a) Grille de calibration 14 mm H95-00-06 parmi celles disponibles. (b) Grille de calibration 14 mm H95-00-06 positionnée sur le PSO.

Figure 3.16 Grille de calibration du système de corrélation d'images.

Pour réaliser des mesures avec le système de corrélation d'images 3D, il faut prendre une image du panneau servant de référence (par exemple sans chargement) puis prendre une

autre image après avoir appliqué un effort sur le panneau. Les images sont capturées à l'aide du logiciel Vic-Snap. Le logiciel VIC-3D va alors comparer les niveaux de gris sur les deux images pour réaliser le calcul de déplacements, de courbures, et de déformations.

Après avoir pris toutes les images nécessaires, il faut réaliser, à l'aide du logiciel Vic-3D, la corrélation d'images pour mesurer les valeurs des déplacements. Pour ce faire, l'image de référence est définie. Ensuite, la zone de calcul est tracée pour comprendre toute l'image (de référence) prise, car celle-ci ne représente qu'une partie de la zone d'intérêt du panneau. Puis le point de départ (*initial guesses*) est placé sur un point particulier du mouché, il permet de positionner les images, les unes par rapport aux autres. Par la suite, les valeurs du *Subset* et du *Step* sont fixées. Le *Subset* contrôle la taille de la zone de l'image qui est utilisée pour suivre le déplacement entre les images. Celui-ci est réglé en fonction du mouché appliqué. S'il est trop fin par rapport au mouché, il va y avoir des trous dans les champs des variables calculables; par ailleurs s'il est trop grand, le gradient des champs de variables manquera de précision (valeur maximale admissible). Le *Step* contrôle le nombre de points analysés durant la corrélation; il influe sur le temps de calcul, mais aussi sur la précision des résultats. Il est fixé à 7 pour tous les essais. Enfin, la calibration préalablement effectuée est chargée dans le calcul de corrélation. Une même calibration peut être utilisée pour différents calculs de corrélation et pour différents essais, tant que la position des caméras et leurs réglages (ouverture, temps d'exposition, mise au point) n'ont pas été modifiés.

Grâce à la calibration, les deux caméras partagent le même système de coordonnées, ce qui permet de prédire la position d'un point vue par la caméra 2 à partir de celle vue par la caméra 1. L'erreur de projection calculée pendant la corrélation d'images représente alors la différence (en pixel) entre la position prédite et la position réelle d'un point du mouché vue par la caméra 2. C'est la valeur de l'erreur de projection qui permet d'affirmer que les variables calculées par la corrélation sont fiables. Si l'erreur de projection est trop élevée (indiqué en rouge sur Vic-3D), il est fort probable que le trépied ait été heurté pendant les manipulations. Si l'erreur de projection est proche du seuil limite, il est possible de la corriger grâce à l'outil de correction automatique de calibration de Vic-3D. Sinon il faut recommencer la calibration des caméras.

La figure 3.17 présente un organigramme résumant toutes les actions nécessaires à la mise en place et à la calibration du système de corrélation d'images 3D. La figure 3.18 montre un organigramme décrivant l'utilisation du système de corrélation d'images 3D.

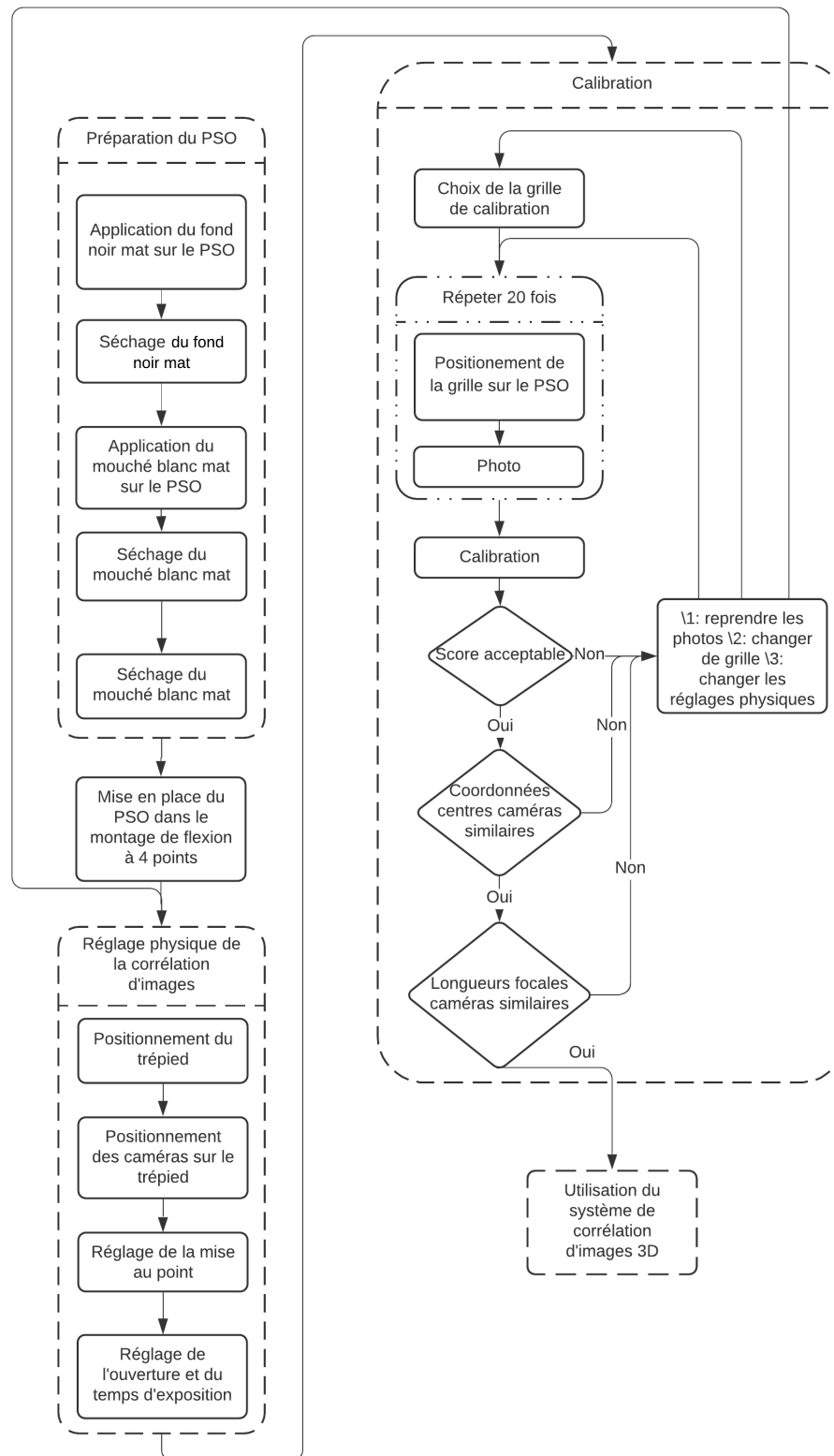


Figure 3.17 Organigramme décrivant la mise en place du système de corrélation d'image 3D.

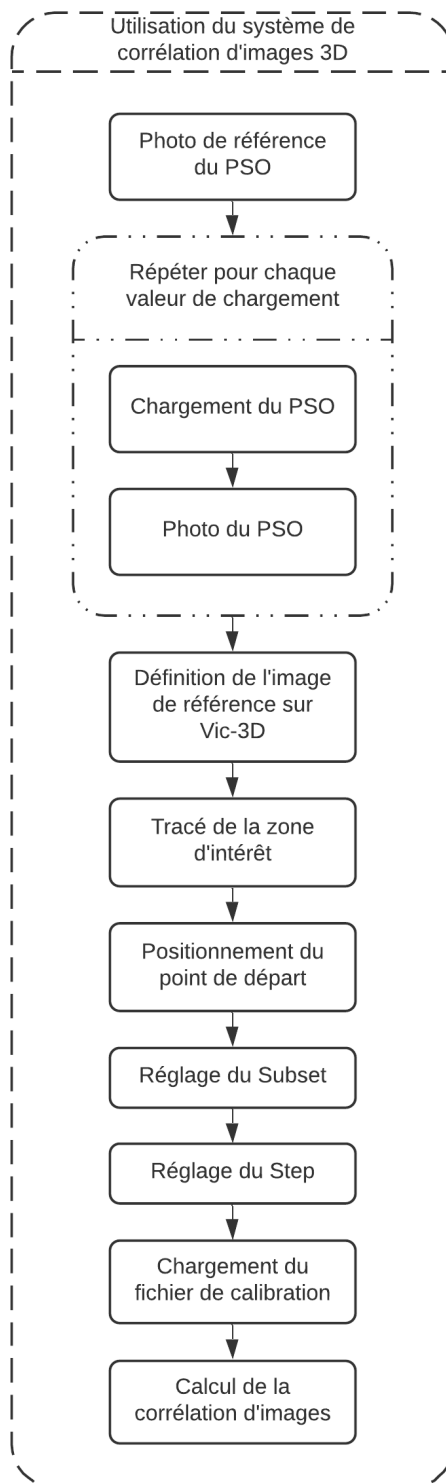


Figure 3.18 Organigramme décrivant l'utilisation du système de corrélation d'images 3D.

3.5.4 Réglages du montage

Orientation du PSO dans le montage pour le calcul de D_x et D_y

Le panneau est orthotrope, pour calculer ses deux rigidités en flexion D_x et D_y , deux séries d'essais sont réalisées. La figure 3.19a montre la position du PSO dans le montage pour calculer D_x . La figure 3.19b montre la position du PSO dans le montage pour calculer D_y . Il suffit de tourner le panneau de 90° autour de son axe z alors que le montage reste inchangé.



(a) Orientation du PSO dans le montage pour le calcul de D_x . (b) Orientation du PSO dans le montage pour le calcul de D_y .

Figure 3.19 Orientation du PSO pour le calcul de D_x et D_y .

Réglage des distances a et L du montage de flexion à quatre points

Grâce aux rainures du marbre de la machine de traction/compression et aux rainures des profilés utilisés pour fabriquer le montage de flexion à quatre points, les distances L et a (cf figure 3.9) sont modulables. Trois réglages (cf figure 3.20) sont ainsi testés pour le calcul de la rigidité transversale D_y : ($L=441,6$ mm ; $a=58,8$ mm), ($L=352,8$ mm ; $a=88,2$ mm), ($L=235,2$ mm ; $a=147,0$ mm). Un seul réglage a suffi pour calculer la rigidité longitudinale D_x : ($L=323,6$ mm ; $a=88,2$ mm).

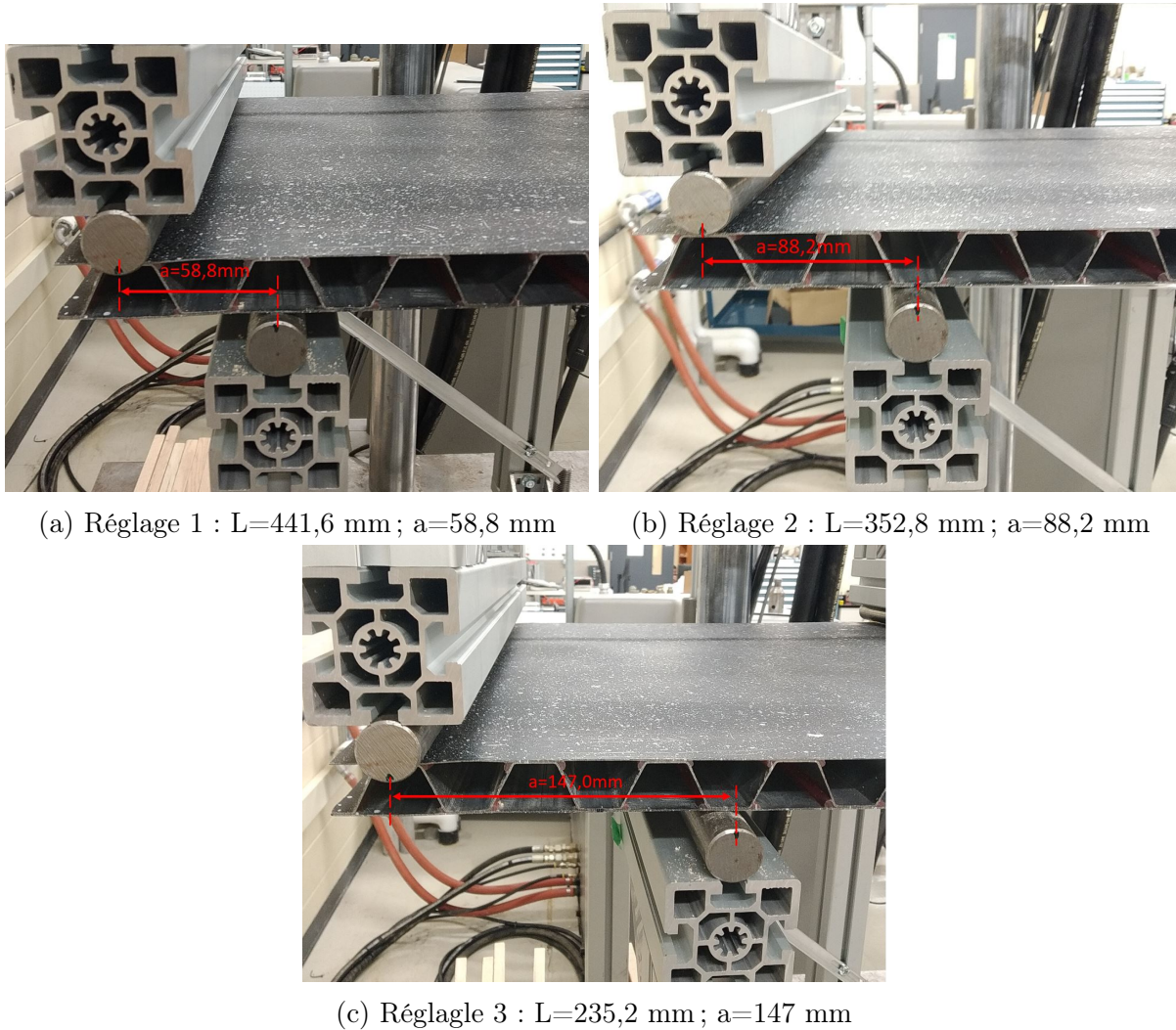


Figure 3.20 Réglages des distances a et L testés.

Cale en acier inoxydable

Le contact entre le panneau et les cylindres du montage n'étant pas parfait (zones sans contacts figure 3.21a), des essais ont été réalisés en insérant des cales en acier inoxydable (d'épaisseur 0,010") entre le panneau et le montage (cf figure 3.21b).



(a) Exemple de zones sans contact entre le PSO et le montage.

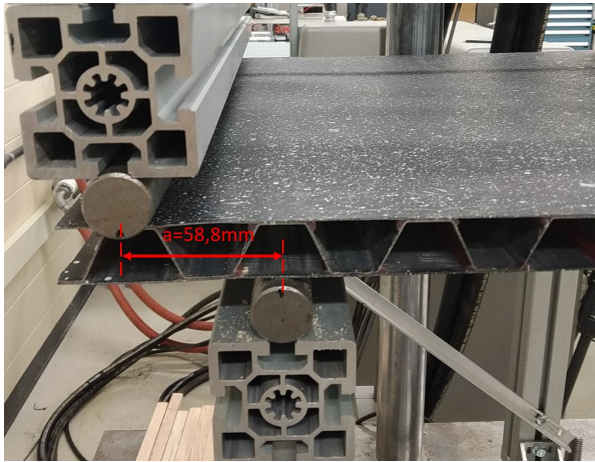


(b) Cale en acier inoxydable améliorant la continuité du contact entre le PSO et le montage.

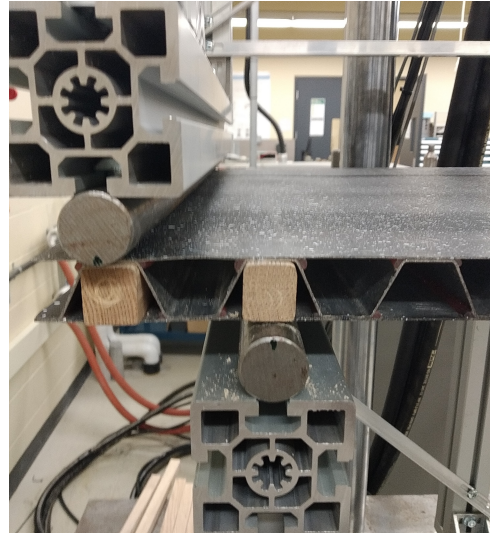
Figure 3.21 Cale d'ajustement en acier inoxydable.

Positionnement d'entretoises dans l'âme pour le calcul de D_y

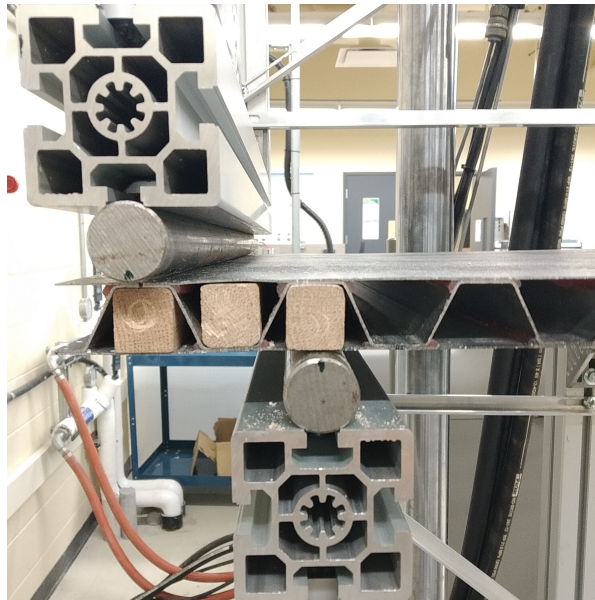
Durant les essais pour le calcul de D_y , Libove et Hubka [16] ont installé des entretoises dans l'âme du PSO pour éviter l'écrasement local au niveau des supports. Nous avons donc aussi réalisé des essais avec différentes configurations d'entretoises en bois dur (cf figure 3.22, 3.23 et 3.24).



(a) Configuration 1.1

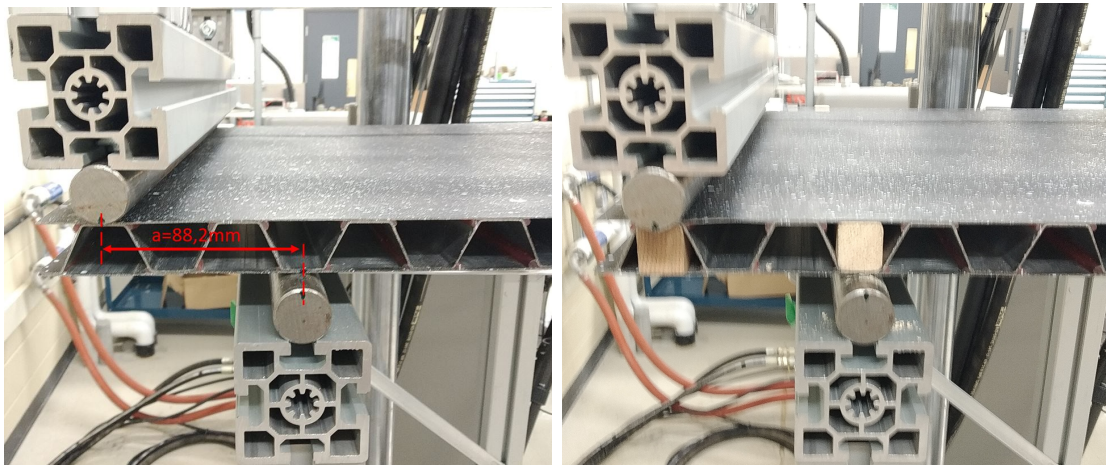


(b) Configuration 1.2



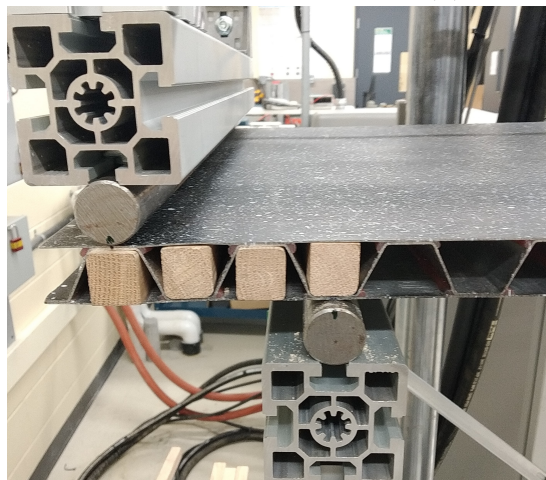
(c) Configuration 1.3

Figure 3.22 Configurations d'entretoises pour le réglage 1 de L et a .



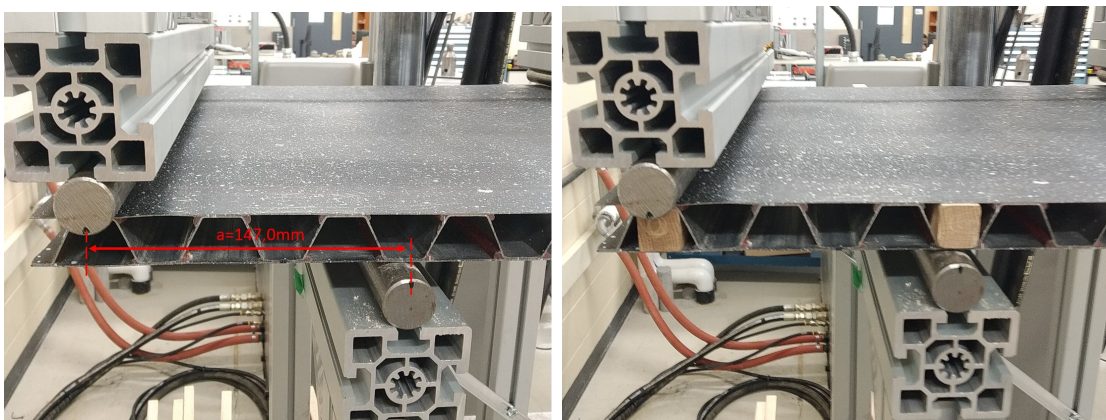
(a) Configuration 2.1

(b) Configuration 2.2



(c) Configuration 2.3

Figure 3.23 Configurations d'entretoises pour le réglage 2 de L et a.



(a) Configuration 3.1

(b) Configuration 3.2

Figure 3.24 Configurations d'entretoises pour le réglage 3 de L et a.

3.6 Méthode de calcul de rigidité, d'extraction et d'analyse de données expérimentales

Le système de corrélation d'images utilisé permet de mesurer les déplacements, mais aussi les courbures. Il a donc fallu choisir quelles données extraire et comment les analyser, ce qui a mené à différentes méthodes d'analyse des résultats expérimentaux. Toutes les méthodes partagent le même traitement préliminaire, puis diffèrent par la suite par le choix de la variable extraite et par la manière de la traiter. Les valeurs théoriques de rigidités calculées grâce aux équations 2.6 et 2.7 servent de références, ainsi seule la méthode aboutissant à l'erreur relative (équation 3.1) la plus faible sera présentée en détail. Les autres méthodes développées seront rapidement exposées pour illustrer pourquoi elles n'ont pas été retenues pour l'analyse des résultats. Chaque méthode développée a été programmée sur Python, pour automatiser et accélérer le traitement des résultats.

3.6.1 Traitement préliminaire des données

Après avoir réalisé les calculs de corrélation, il faut réaliser un traitement préliminaire des données. Pour calculer les variables dans le repère du panneau (l'axe z perpendiculaire à sa surface, l'axe y suivant le sens de pliage de l'âme), il faut appliquer la fonction *best fit plane* à l'image de référence (cf figures 3.25a et 3.25b). Cette fonction permet en outre d'obtenir une image en 3D de la face supérieure du panneau. Les variables sont ensuite lissées grâce à un filtre (fonction *smooth*) pour supprimer les valeurs aberrantes (cf figures 3.25c). Le champ de déplacements est finalement examiné. Lorsqu'il présente une forme incohérente, il est supprimé de l'analyse (souvent pour les faibles valeurs d'efforts).

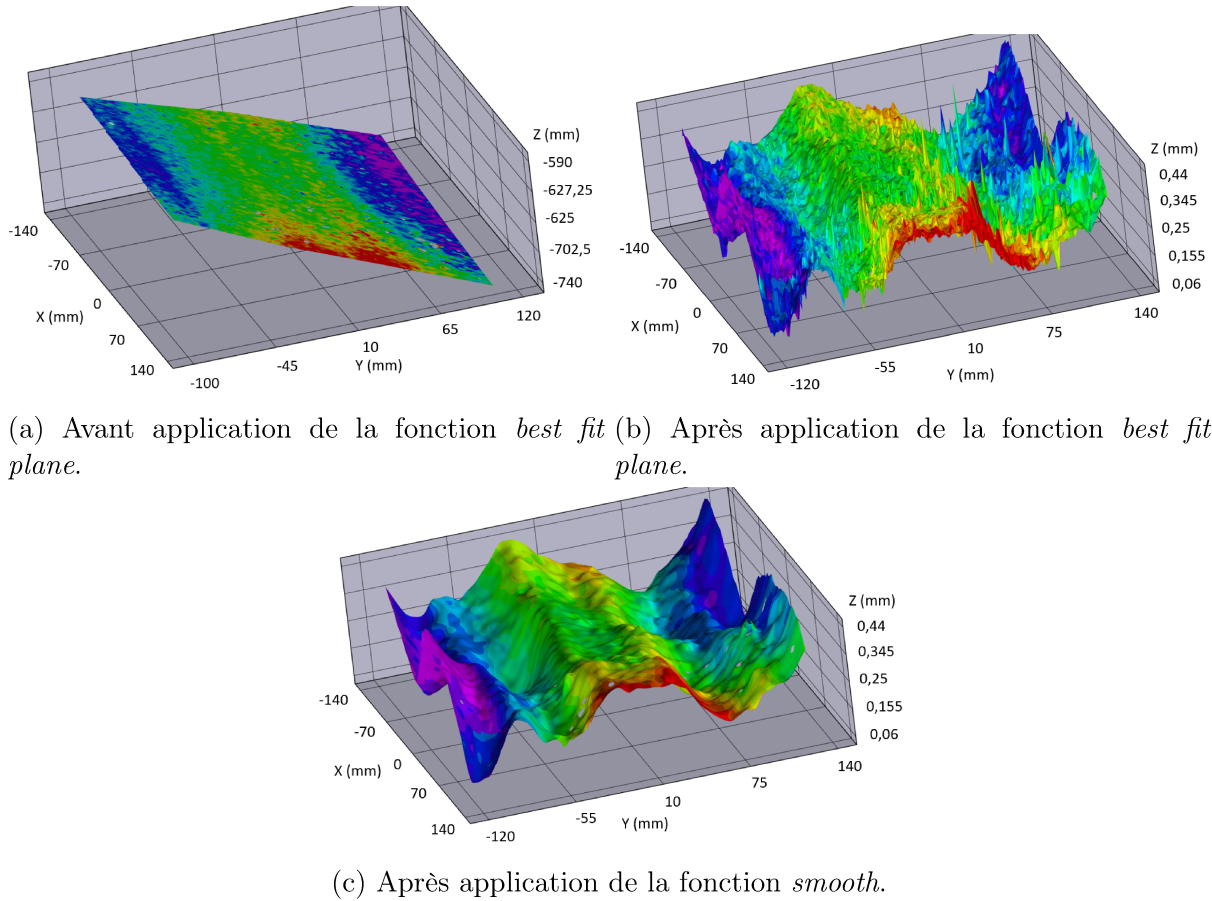


Figure 3.25 Vue 3D de la face supérieure du panneau durant le traitement préliminaire.

3.6.2 Méthode de calcul des rigidités expérimentales

Les mesures de déplacements et de courbures sont réalisées sur le parement supérieur du PSO. Ainsi pour calculer ses rigidités, il faut assumer que, tant qu'il n'y a pas d'écrasement local ou global du PSO, les déplacements et les courbures de sa ligne moyenne sont les mêmes que ceux du parement supérieur.

D'après les formules 2.6 et 2.7 il est théoriquement possible de calculer expérimentalement les rigidités grâce, soit à la mesure de la courbure, soit à la mesure des déplacements. Cependant, les valeurs de courbures mesurées grâce à la corrélation d'images sont très faibles (10^{-5} mm d'ordre de grandeur) et varient très peu à l'effort. Les mesures sont ainsi très sensibles aux bruits et aux effets locaux. C'est pourquoi, après quelques essais, cette méthode a été abandonnée au profit de la mesure de déplacements.

Le calcul de rigidité à partir des déplacements peut être réalisé de deux manières. La première méthode consiste à mesurer les valeurs de déplacements en différentes positions,

pour ensuite calculer la rigidité grâce à l'équation 2.8 (cette équation permet aussi le calcul de D_x). Cette méthode n'est pas appropriée ici, car à cause du traitement préliminaire, l'origine du repère dans lequel les variables sont exprimées est inconnue. Les valeurs numériques de déplacements sont inutilisables telles quelles puisqu'un décalage inconnu pourrait les fausser (cf figure 3.26). De plus pour calculer la rigidité à partir des valeurs de déplacements, il faut être capable de repérer la position de la lecture de w (y sur la figure 3.26) par rapport à un support fixe du montage. Cependant, il est difficile de faire précisément le lien entre la position réelle de la lecture de w et celle calculée par le SCI.

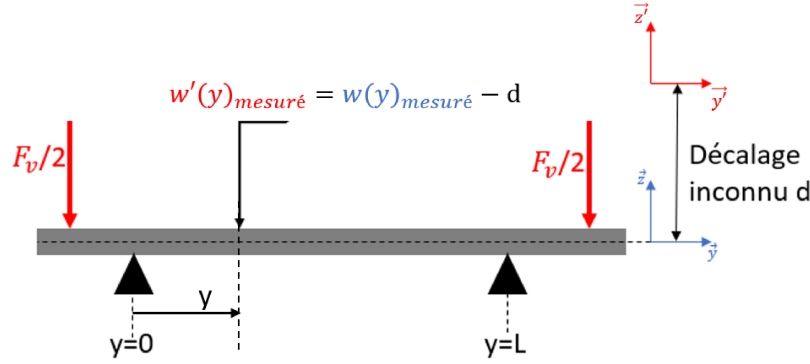


Figure 3.26 Mesure de déplacements faussée par le repère décalé.

Pour simplifier les mesures de déplacements nécessaires au calcul de rigidité expérimentale, nous avons choisi de les calculer grâce à la forme de la fonction déplacement. En effet, en intégrant deux fois l'équation 3.8, on déduit que la fonction déplacement est un polynôme de degré deux (cf équation 3.10). Ainsi, à partir des valeurs mesurées de déplacements, une régression polynomiale d'ordre deux est réalisée pour calculer les constantes b_2 , b_1 et b_0 (cf équation 3.11) définissant la fonction déplacements expérimentaux. La rigidité est alors calculée par identification (cf équation 3.12) de la dérivée seconde des fonctions déplacements théoriques 3.10 et déplacements expérimentaux 3.11.

$$w(x) = -\frac{M_x}{D_x} \frac{x^2}{2} + K_1 x + K_2 \quad (3.10)$$

avec K_1 et K_2 les constantes d'intégrations

$$w(x) = b_2 x^2 + b_1 x + b_0 \quad (3.11)$$

$$2b_2 = -\frac{M_x}{D_x} \Rightarrow D_x = -\frac{M_x}{2b_2} \quad (3.12)$$

La démarche précédente présente la méthode pour calculer D_x expérimentalement. Pour calculer D_y il suffit de remplacer l'équation 3.8 par l'équation 3.9. On obtient dans ce cas les équations 3.13, 3.14 et 3.15.

$$w(y) = \frac{M_y}{D_y} \frac{y^2}{2} + K_1 y + K_2 \quad (3.13)$$

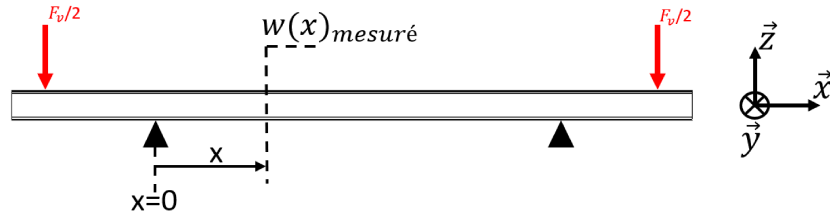
avec K_1 et K_2 les constantes d'intégrations

$$w(y) = b_2 y^2 + b_1 y + b_0 \quad (3.14)$$

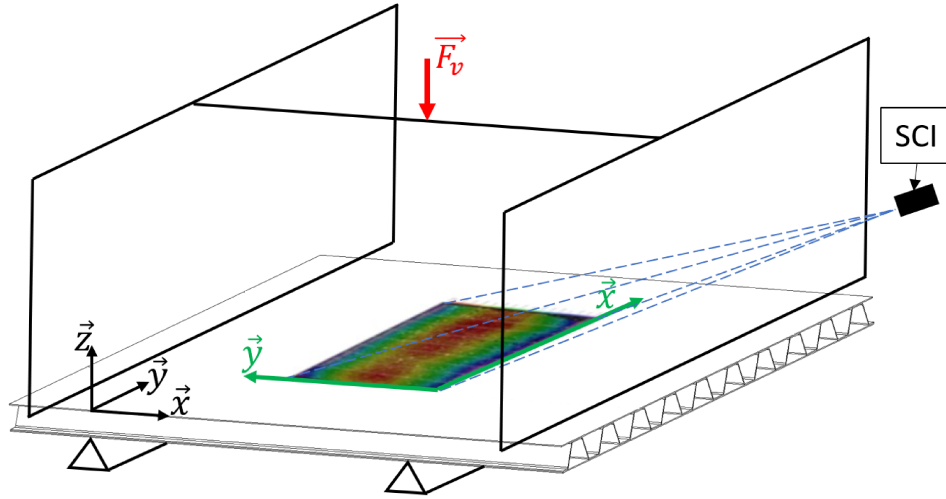
$$2b_2 = \frac{M_y}{D_y} \Rightarrow D_y = \frac{M_y}{2b_2} \quad (3.15)$$

3.6.3 Méthode d'extraction et d'analyse de données expérimentales pour le calcul de D_x

Pour calculer D_x , il est nécessaire de mesurer les déplacements w en fonction de la position x sur le panneau (cf repère noir sur la figure 3.27a). Pour le montage réalisé, le système de corrélation d'images possède un système de coordonnées différent de celui choisi pour le PSO (cf repère vert sur la figure 3.27b). Il faut ainsi extraire de la corrélation la variable de déplacements w suivant l'axe z de la corrélation, et la variable de position y suivant l'axe y de la corrélation (y corrélation correspond à x PSO). Pour extraire ces variables, huit lignes sont tracées sur l'image en 2D du champ de déplacements (cf figure 3.28). Ces lignes doivent être parallèles à l'axe x du PSO. Pour pallier l'effet déformant dû à l'angle des caméras par rapport au PSO, elles sont dans un premier temps tracées physiquement sur le PSO. Il suffit ensuite de suivre ces lignes pour tirer celles sur l'image dans le logiciel VIC-3D. Après avoir appliqué la fonction *remove rigid motion* (RRM), sur chaque ligne, cent couples $(w; y)$ sont échantillonnés puis extraits dans un fichier Excel. Cette fonction permet de réduire les erreurs dues au déplacement rigide du PSO. Un programme écrit sous *Python* permet de traiter les données des fichiers résultants de l'expérience. Ce traitement de données permet dans un premier temps de supprimer les valeurs aberrantes (méthode de l'écart type trié à deux fois l'écart type) à l'aide d'une régression polynomiale de degré deux, que l'on applique aux données de la ligne i . Ensuite, une seconde régression polynomiale de degré deux est effectuée pour calculer la rigidité D_{xi} de la ligne i grâce à l'équation 3.12. Ce traitement est appliqué aux données de chaque ligne. La moyenne et l'écart type des rigidités D_{xi} sont finalement calculées. La figure 3.29 présente un organigramme résumant la méthode d'extraction et d'analyse de données expérimentales pour le calcul de D_x .



(a) Vue en 2D.



(b) Vue en 3D.

Figure 3.27 Schéma et repère pour l'extraction et l'analyse de données servant au calcul expérimental de D_x .

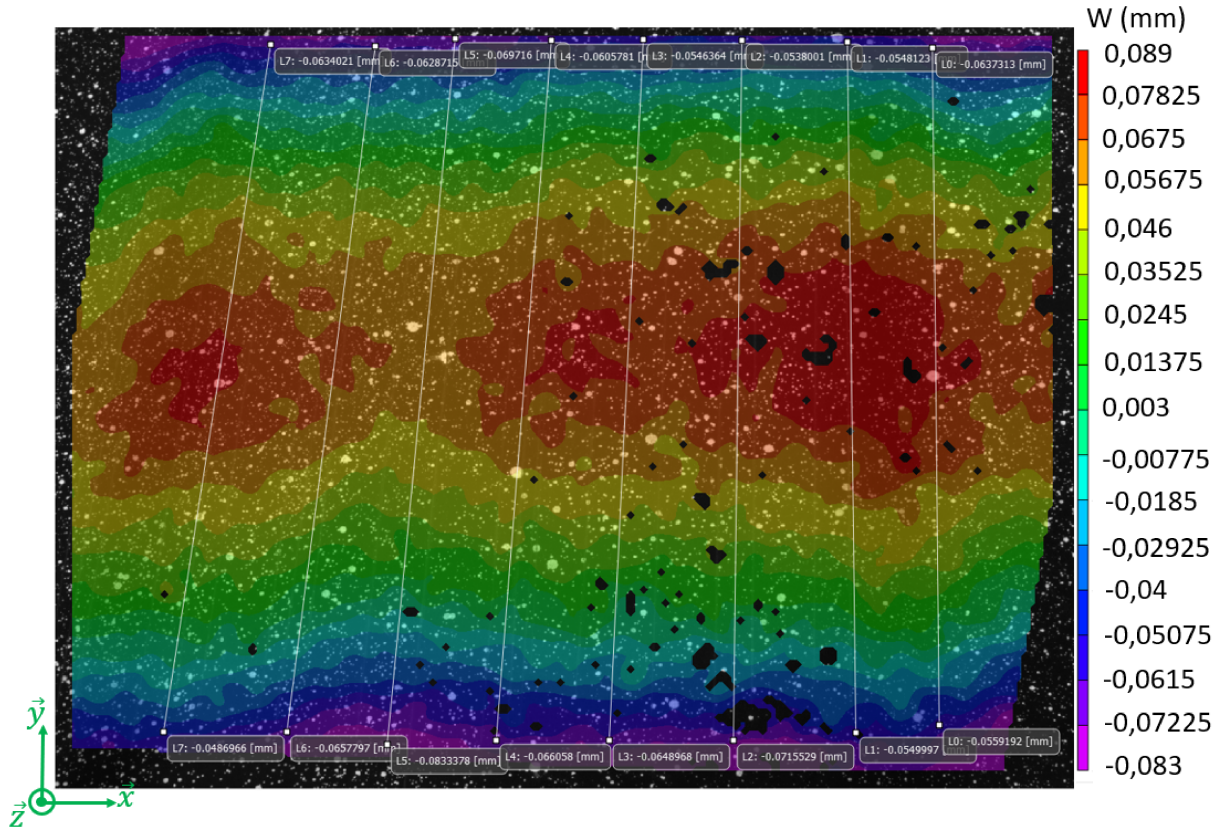


Figure 3.28 Vue 2D du champ de déplacement w avec lignes d'extraction pour le calcul de D_x .

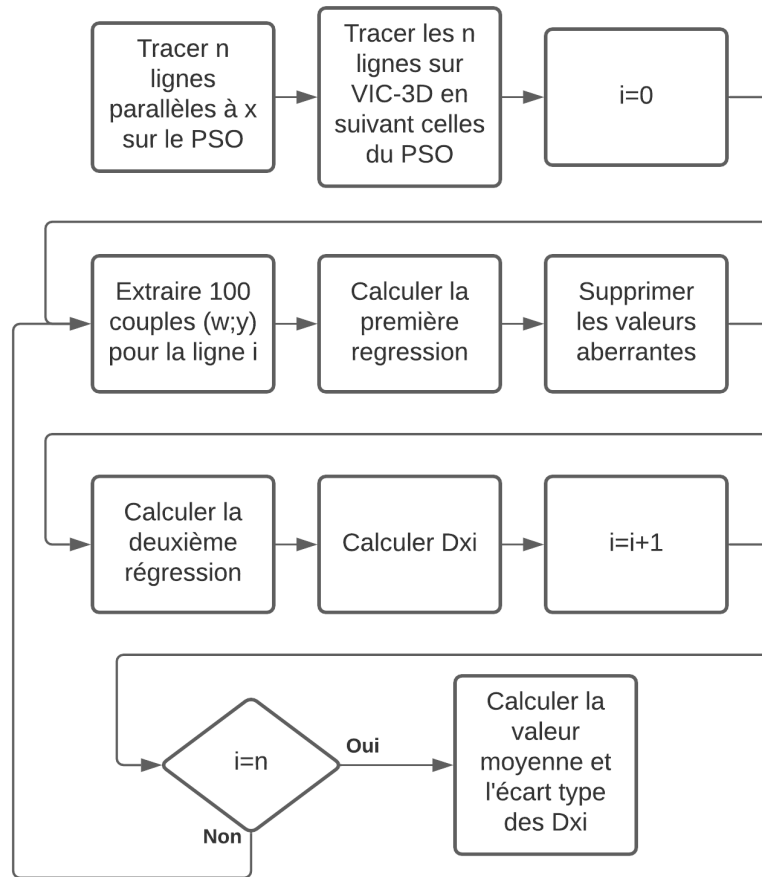
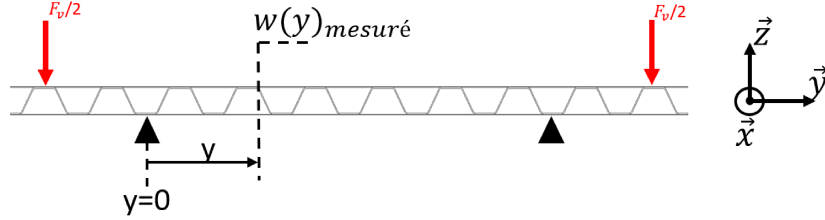


Figure 3.29 Organigramme décrivant la méthode d'extraction et d'analyse de données expérimentales pour le calcul de D_x .

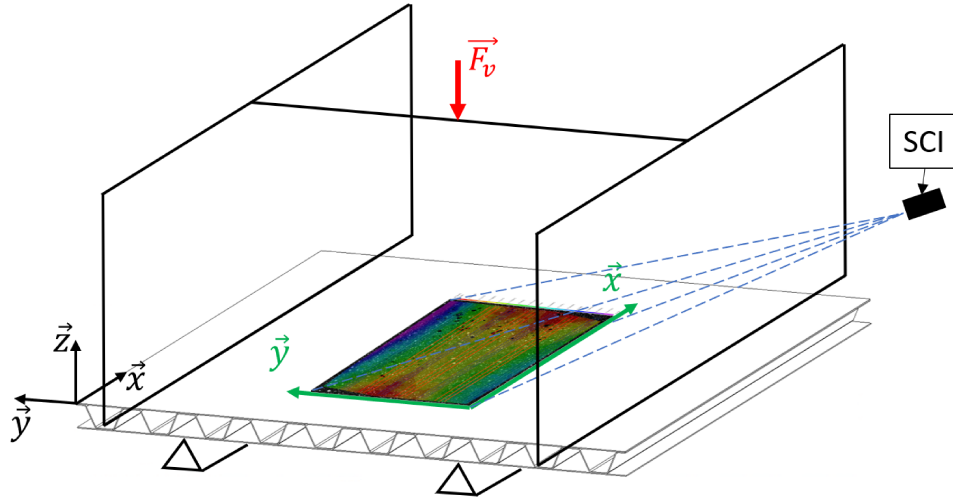
3.6.4 Méthode d'extraction et d'analyse de données expérimentales pour le calcul de D_y

Pour calculer D_y il est nécessaire de mesurer les déplacements w en fonction de la position y sur le panneau (cf repère noir sur la figure 3.30a). Pour le montage réalisé, le système de corrélation d'images possède le même système de coordonnées que celui choisi pour le PSO (cf repère vert sur la figure 3.30b). Il faut ainsi extraire de la corrélation la variable de déplacements w suivant l'axe z de la corrélation, et la variable de position y suivant l'axe y de la corrélation. Pour extraire ces variables, la méthode décrite pour le calcul de D_x a d'abord été utilisée. Cependant, après avoir réalisé les premiers calculs de D_y avec la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul de D_x , l'erreur relative entre les rigidités D_y expérimentales et théoriques valait environ 40%. Cette méthode n'est donc pas appropriée pour le calcul expérimental de D_y . En effet, il semble que le PSO présente une alternance de rigidité locale suivant son axe y , par conséquent celui-ci ondule sous

l'effet du moment fléchisseur (alternance de courbures positives et négatives sur la figure 3.31). Nous avons donc construit une méthode d'extraction et d'analyse spécifique pour calculer séparément les deux rigidités locales.



(a) Vue en 2D.



(b) Vue en 3D.

Figure 3.30 Schéma et repère pour l'extraction et l'analyse de données servant au calcul expérimental de D_y .

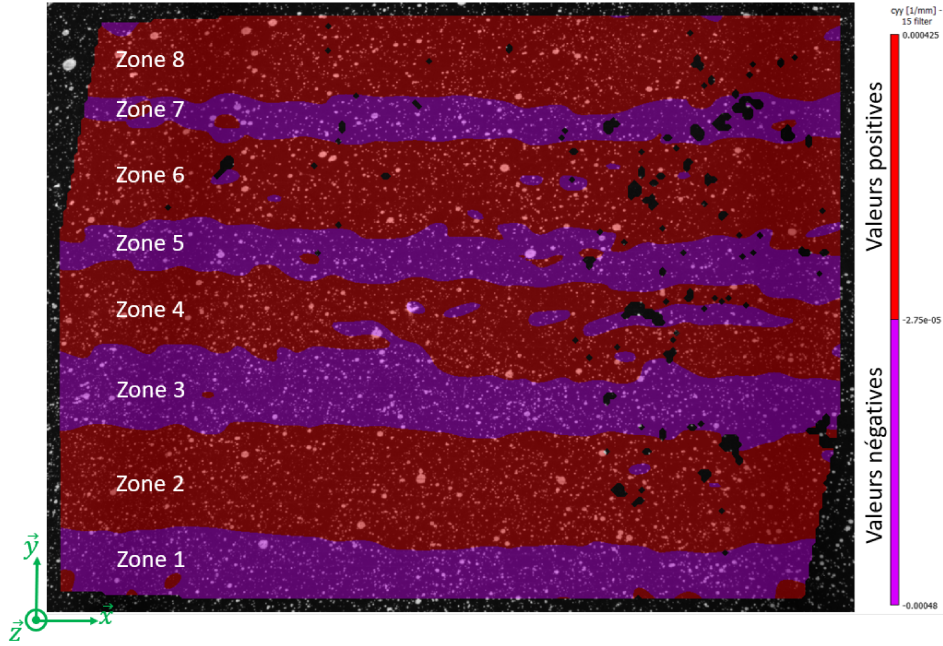


Figure 3.31 Champ de courbure suivant l'axe y du PSO durant un essai pour le calcul de D_y .

La première rigidité locale D_{y1} est calculée grâce aux valeurs de déplacements w et de position y extraites dans les zones à courbures négatives (en violet sur la figure 3.31). La seconde rigidité locale D_{y2} est calculée grâce aux valeurs de déplacements w et de position y extraites dans les zones à courbures positives (en rouge sur la figure 3.31). À l'aide du mouché, ces zones sont repérées sur le PSO. Théoriquement le déplacement $w(x; y)$ reste constant lorsque la position y reste constante, ainsi dans chaque zone trois lignes parallèles à l'axe x du PSO sont tracées sur celui-ci. Ces lignes sont ensuite suivies pour tirer celles sur l'image dans le logiciel VIC-3D. On obtient alors la figure 3.32 où les lignes rouges et violettes représentent respectivement les lignes tracées dans les zones de courbures positives et négatives. Sur chaque ligne, cent couples $(w; y)$ sont échantillonnés puis extraits dans un fichier Excel. Un programme écrit sous Python permet de séparer les données. Deux groupes sont ainsi formés, le premier est composé des données extraites dans les zones à courbures négatives et le second est composé des données extraites dans les zones à courbures positives. Ensuite, le même traitement est appliqué aux deux groupes. Ce traitement débute par le calcul des valeurs moyennes de w et y sur chaque ligne (ce qui permet d'exprimer w uniquement avec la position y). Puis, les valeurs aberrantes du groupe i sont supprimées (méthode de l'écart type trié à deux fois l'écart type) à l'aide d'une régression polynomiale de degré deux appliquée aux données du groupe i . Enfin, une

seconde régression polynomiale de degré deux est effectuée pour calculer la rigidité D_{y_i} grâce à l'équation 3.12.

Après avoir appliqué cette méthode d'extraction et d'analyse, nous avons remarqué que, pour réduire l'erreur relative entre les rigidités calculées expérimentalement et théoriquement, il faut respecter deux conditions. Premièrement, les données doivent être extraites pour qu'il y ait autant de zones de courbures négatives et positives de part et d'autre du centre du PSO (symétrie par rapport à la zone 4), c'est pourquoi aucune mesure n'est réalisée dans la zone 8 de la figure 3.31. Deuxièmement, il faut que les régressions polynomiales de degré deux soient effectuées avec un groupe de données extrait dans au moins quatre zones. Puisqu'aucune mesure ne peut être réalisée en zone 8 pour respecter la première condition, la conception actuelle du montage permet d'effectuer des mesures dans trois zones de courbures positives et quatre zones de courbures négatives. Ainsi, dans la configuration actuelle du montage, seule la rigidité locale D_{y_1} sera comparée à la rigidité globale théorique. De plus, le respect de la première condition permet d'appliquer la fonction RRM.

La figure 3.33 présente un organigramme résumant la méthode d'extraction et d'analyse de données pour le calcul expérimental de D_y .

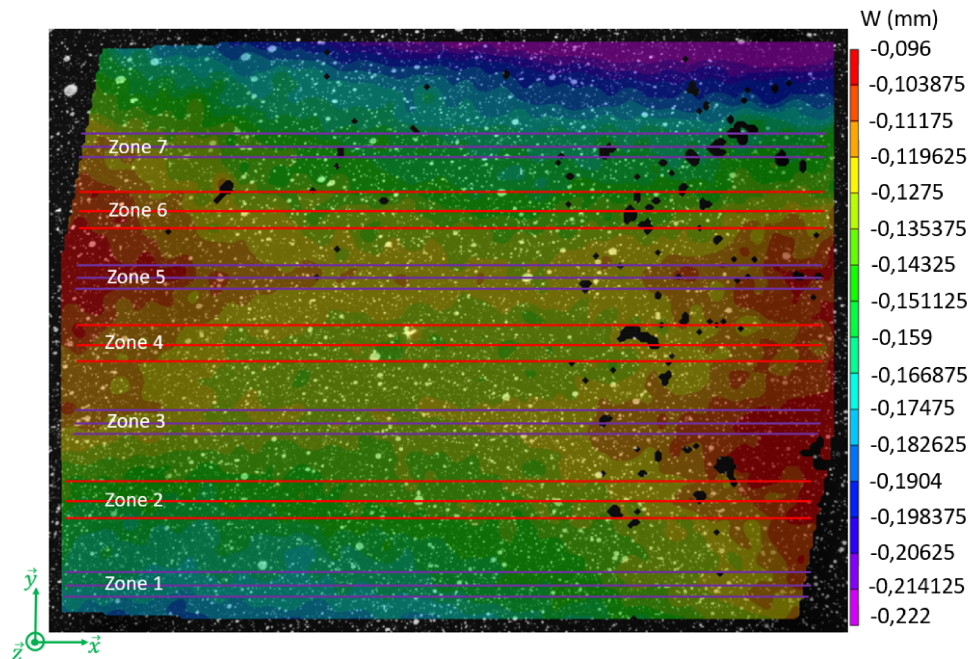


Figure 3.32 Lignes tracées sur le champ de déplacements pour l'extraction des variables permettant le calcul de D_{y_1} et D_{y_2} .

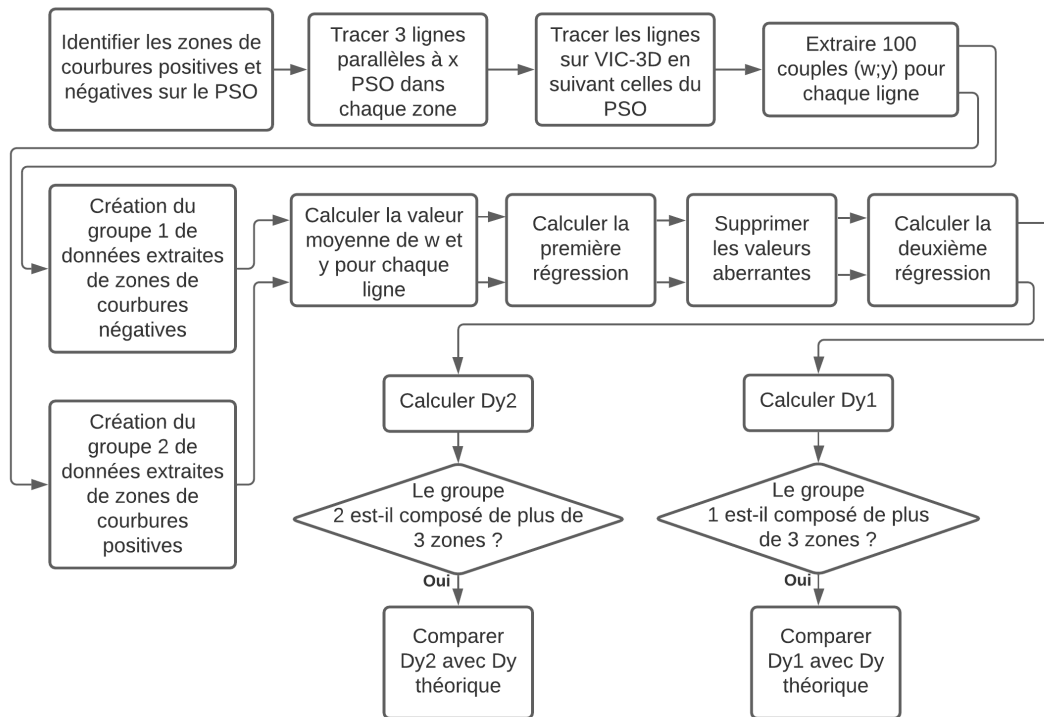


Figure 3.33 Organigramme résumant la méthode d'extraction et d'analyse de données pour le calcul de D_y .

3.7 Validation du montage et des méthodes d'extraction et d'analyse de données

Pour valider la conception du montage ainsi que les méthodes d'extraction et d'analyses développées pour calculer les rigidités du PSO, la rigidité théorique d'une plaque homogène et continue en aluminium (Al3003) a été comparée avec celle calculée expérimentalement. La rigidité expérimentale D_{y_p} de la plaque a été calculée deux fois. La première valeur est calculée grâce à la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul de D_x du PSO et la seconde est évaluée grâce à la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul de D_y du PSO. La figure 3.34 expose les dimensions de la plaque ainsi que les dimensions a et L du montage.

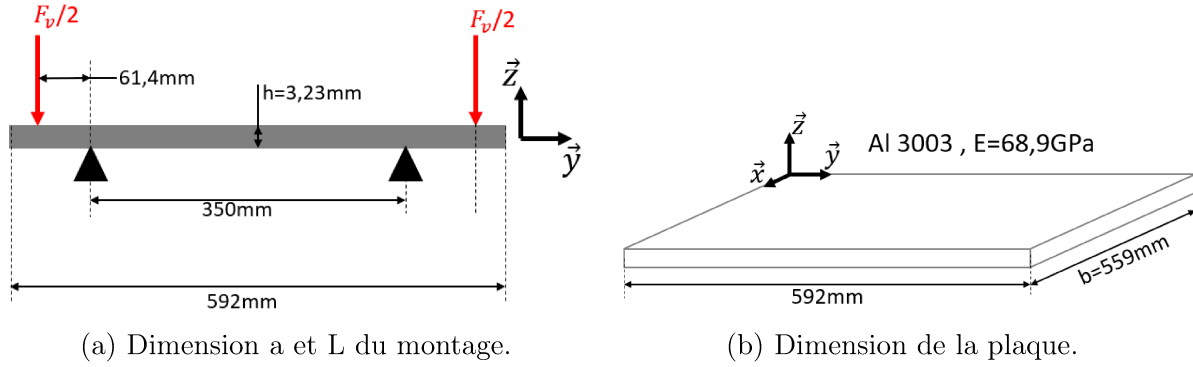


Figure 3.34 Schémas du test de la plaque en aluminium.

La rigidité théorique de la plaque est calculée en faisant l'hypothèse que celle-ci se comporte comme une poutre de section rectangulaire 3,23 mm×559 mm. Ainsi sa rigidité peut être calculée grâce à l'équation 3.16.

$$D_{yp} = \frac{EI_p}{b} = 1.94 \times 10^5 \text{ Nmm} \quad (3.16)$$

Avec $I_p = bh^3/12 = 1569,78 \text{ mm}^4$

Les essais de flexion sont réalisés sans précharge et sans cale en acier inoxydable. Le chargement maximal F_{vmax} vaut 500 N et le pas de chargement p_v est égale à 100 N.

3.8 Protocole expérimental détaillé

La figure 3.35 décrit le protocole expérimental suivi pour réaliser un essai statique permettant le calcul des rigidités du PSO.

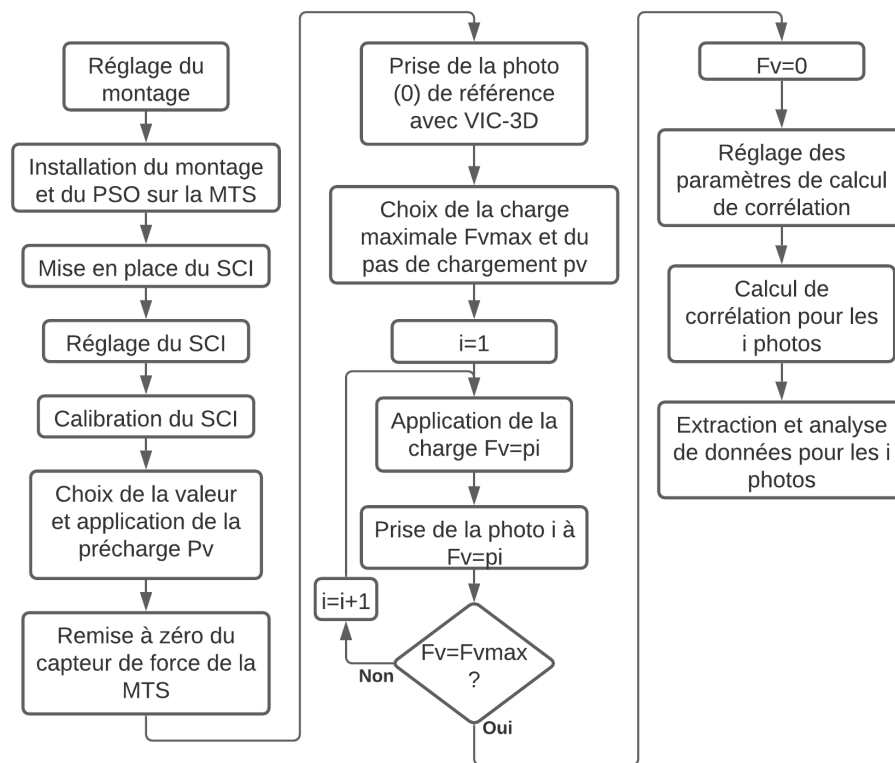


Figure 3.35 Protocole expérimental des essais réalisés.

Ce protocole expérimental permet d'effectuer plusieurs calculs de rigidités à différentes valeurs de moment fléchisseur, en exécutant une seule fois les réglages nécessaires à la réalisation d'un essai. Ainsi, après avoir calculé la rigidité pour les i valeurs de chargements, la méthode de l'écart type est utilisée pour supprimer les valeurs aberrantes. Une seule valeur moyenne de rigidité expérimentale est alors associée à un ensemble de réglages. Plusieurs ensembles de réglages différents sont alors testés pour rechercher celui pour lequel l'erreur relative est la plus faible. Seuls les résultats expérimentaux de cet ensemble de réglage seront présentés pour le calcul de D_x et de D_y . Les tableaux 3.3 et 3.4 résument respectivement tous les réglages possibles et tous les essais réalisés.

Tableau 3.3 Récapitulatif des réglages de l'essai développé.

Réglages	Valeurs
Rigidité calculée	$D_x - D_y$
Distance L et a (mm)	(L=441,6 ; a=58,8) - (L=352,8 ; a=88,2) - (L=235,2 ; a=147,0) - (L=324,0 ; a=88,0)
Suite en page suivante	

Tableau3.4 – Récapitulatif des essais réalisés (suite).

N°	Réglages						
	Rigidité calculée	(L;a) (mm)	Configuration entretoise	Cale en acier inoxydable	P_v (N)	F_{vmax} (N)	p_v (N)
19	D_y	(353;88)	2.2	Non	0	5000	500
20	D_y	(353;88)	2.3	Non	0	4000	500
21	D_y	(353;88)	2.3	Oui	0	5000	500
22	D_y	(353;88)	2.3	Non	0	5500	
23	D_y	(353;88)	2.3	Oui	500	4000	500
24	D_y	(353;88)	2.3	Oui	500	4500	500
25	D_y	(353;88)	2.3	Oui	500	4500	500
26	D_y	(353;88)	2.3	Oui	500	4500	500
27	D_y	(353;88)	2.3	Oui	500	4500	500
28	D_y	(353;88)	2.3	Oui	500	4500	500
29	D_y	(353;88)	2.3	Oui	1000	4000	500
30	D_y	(412;59)	1.1	Non	0	5500	500
31	D_y	(412;59)	1.2	Non	0	5500	500
32	D_y	(412;59)	1.3	Non	0	5500	500

CHAPITRE 4

Résultats

4.1 Résultats de calcul expérimental de la rigidité D_{yp} de la plaque

Le tableau 4.1 résume les informations du rapport de calibration nécessaire à la validation de celle-ci. Le score global de la calibration et l'erreur de projection calculée durant la corrélation valent respectivement 0,039 et 0,013. Les valeurs du score de calibration et de l'erreur de projection sont toutes deux inférieures au seuil limite défini par le logiciel VIC-3D. De plus les centres des images des deux caméras sont proches et leurs distances focales sont similaires. Nous pouvons donc affirmer que l'erreur entre les valeurs mesurées par le SCI et les valeurs réelles est négligeable.

Tableau 4.1 Rapport de calibration pour le calcul de la rigidité de la plaque.

	Caméra 1	Caméra 2
Coordonnée x du centre (pixels)	832,0	820,6
Coordonnée y du centre (pixels)	602,3	594,5
Distance focale (pixels)	4011	4017

Le tableau 4.2 résume les résultats numériques acquis durant l'essai en flexion de plaque en aluminium. Quelque soit la méthode employée pour calculer D_{yp} , l'erreur relative vaut environ 20%. De plus les deux valeurs D_{y1_p} et D_{y2_p} sont similaires à celle calculée avec la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul de D_x . Ainsi, pour une plaque homogène et continue, la méthode de calcul de rigidité n'a pas d'impact sur les résultats.

Tableau 4.2 Résultats numériques pour le calcul de la rigidité de la plaque en aluminium.

Rigidité théorique	Rigidité D_{yp} calculée grâce à la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul D_x	Rigidité D_{yp} calculée grâce à la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul D_y
$1,94E5$ Nmm	$2,34E5$ Nmm	$D_{y1p} = 2.33E5$ Nmm et $D_{y2p} = 2.33E5$ Nmm
Erreur relative	20,6%	$e_{r1} = 20,1\%$ et $e_{r2} = 20,1\%$

Les figures 4.1 et 4.2 présentent respectivement le graphique du déplacement w en fonction de la position y dans le repère de la plaque (cf figure 3.34) avant et après suppression des valeurs aberrantes. Ces graphiques sont tracés grâce aux données extraites de la ligne 0 de la figure 4.9. On retrouve sur ces graphiques en abscisse la position x en mm et en ordonnée le déplacement w en mm. La série de croix bleues correspond aux valeurs expérimentales. La série de points bleus correspond aux valeurs calculées grâce à la régression polynomiale de degré deux. L'équation de la régression est aussi indiquée sur ces graphiques.

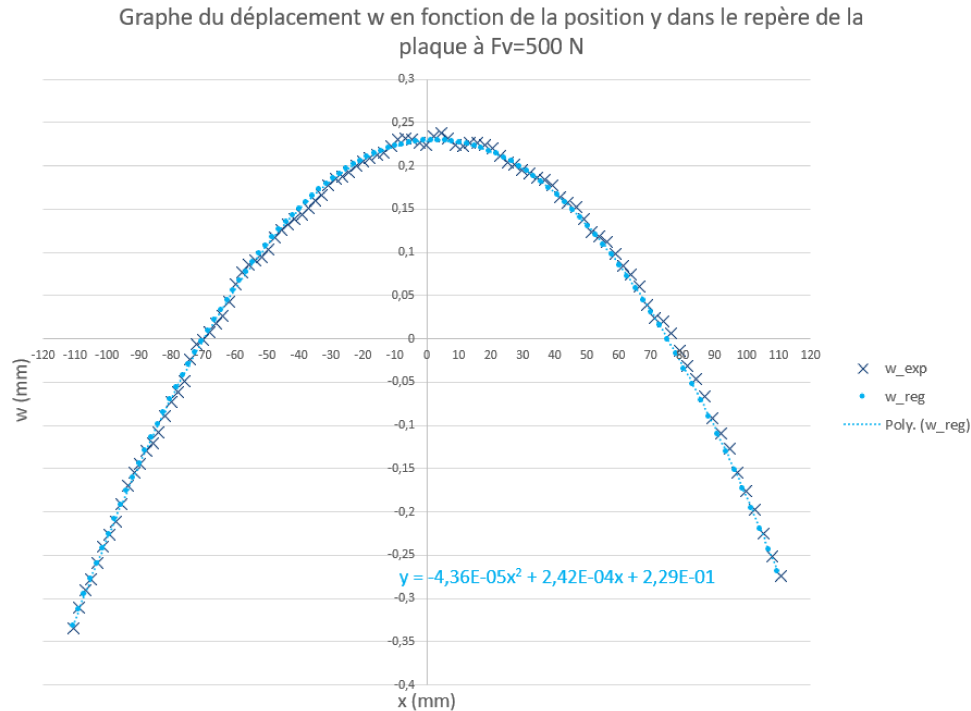


Figure 4.1 Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_{yp} calculée grâce à la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul D_x .

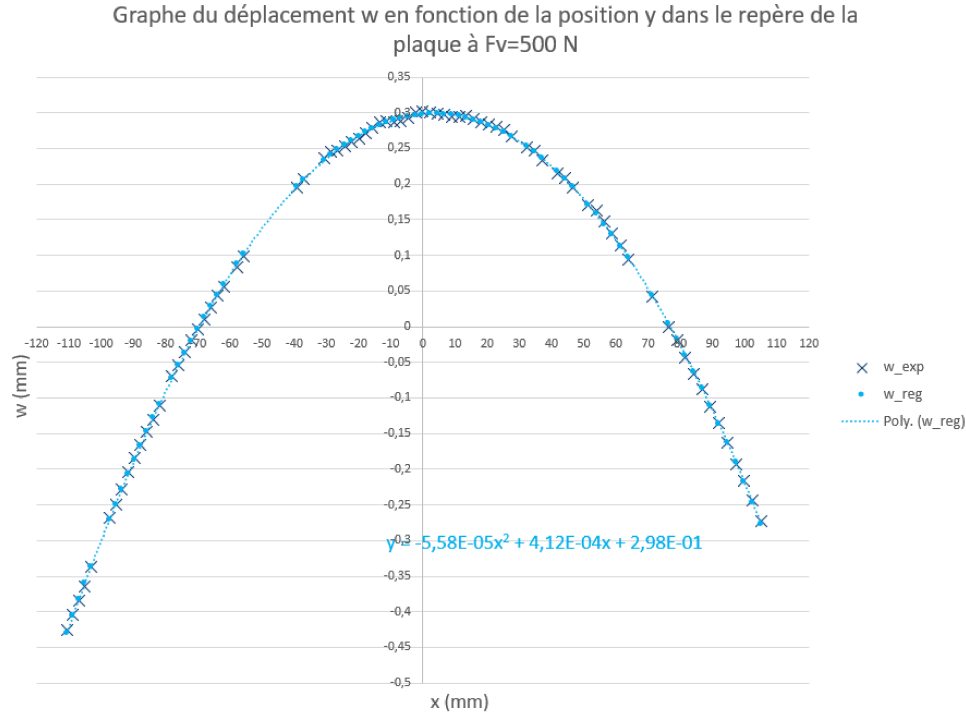


Figure 4.2 Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_{yp} calculée grâce à la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul D_x après suppression des valeurs aberrantes.

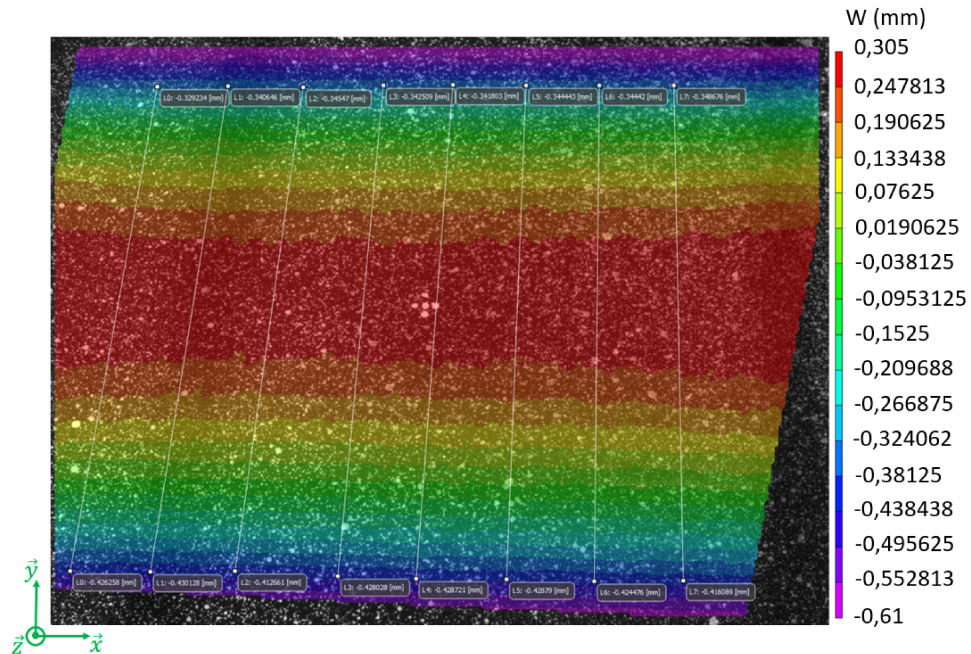


Figure 4.3 Vue en 2D du champ de déplacement w pour $F_v = 500$ N et lignes d'extraction pour la méthode de calcul de D_x .

Pour l'évaluation de D_{y_p} avec la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul de D_y les conditions de symétries et de nombre de zones sont respectées et la fonction RRM est appliquée. Les figures 4.4 et 4.5 présentent respectivement les graphiques du déplacement w en fonction de la position y dans le repère de la plaque (cf figure 3.34), avant et après suppression des valeurs aberrantes. Ces graphiques sont construits grâce aux données extraites des lignes présentes sur la figure 4.6. On retrouve sur ces graphiques en abscisse la position y en mm et en ordonnée le déplacement w en mm. Les séries de croix violettes et rouges correspondent respectivement aux valeurs expérimentales des groupes de données un et deux. Les séries de points violets et rouges correspondent respectivement aux valeurs calculées grâce aux régressions polynomiales de degré deux des groupes de données un et deux. Les équations des régressions polynomiales sont aussi indiquées sur ces graphiques.

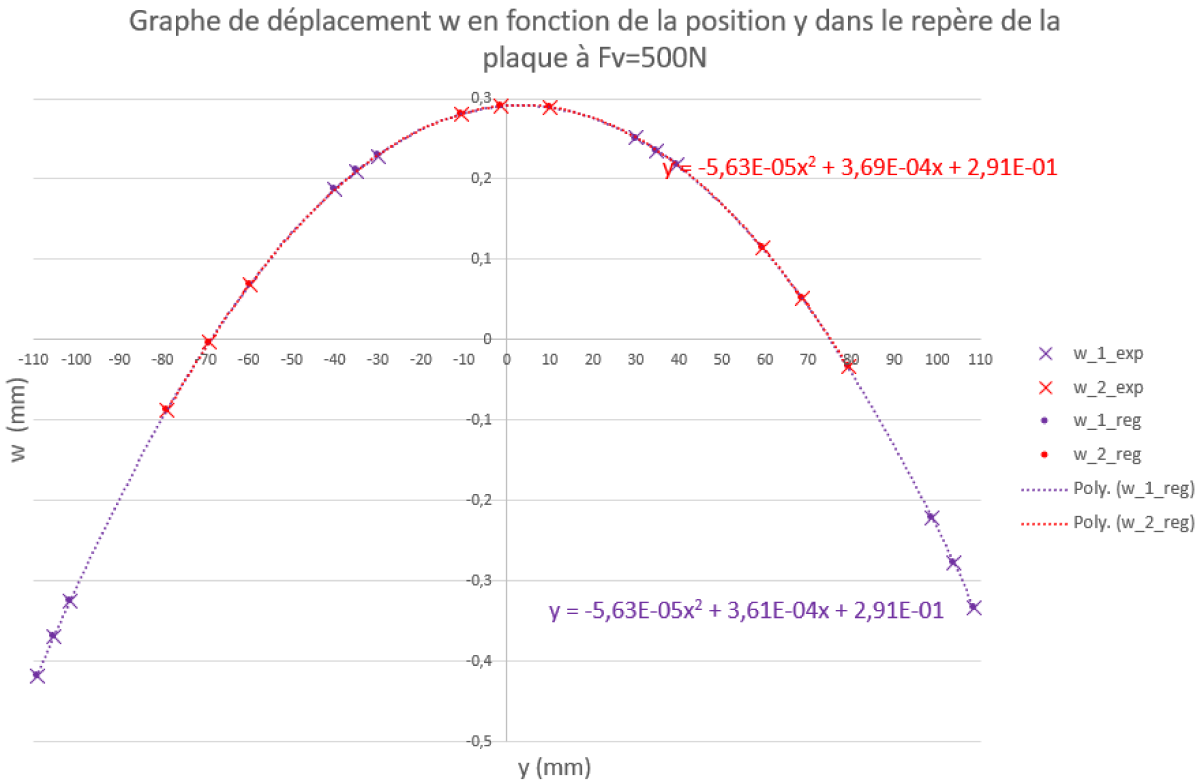


Figure 4.4 Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_{y_p} calculée grâce à la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul D_y .

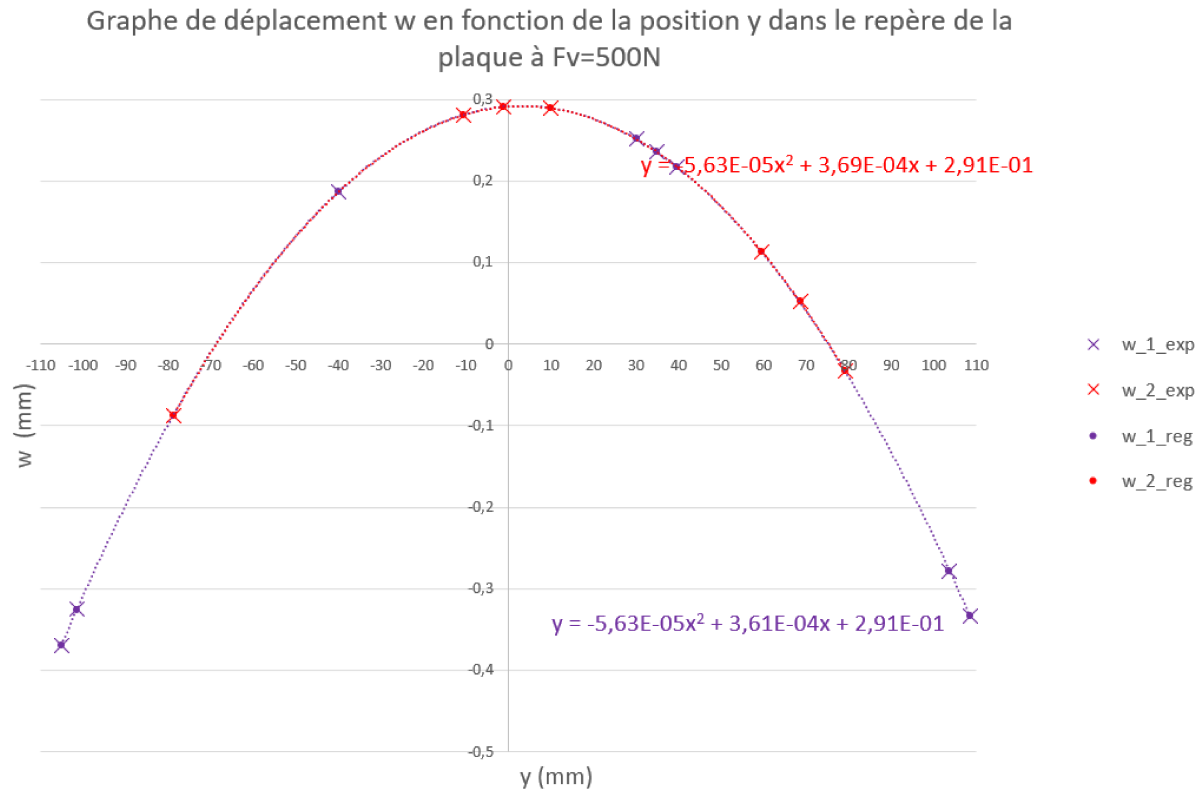


Figure 4.5 Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_{yp} calculée grâce à la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul D_y après suppression des valeurs aberrantes.

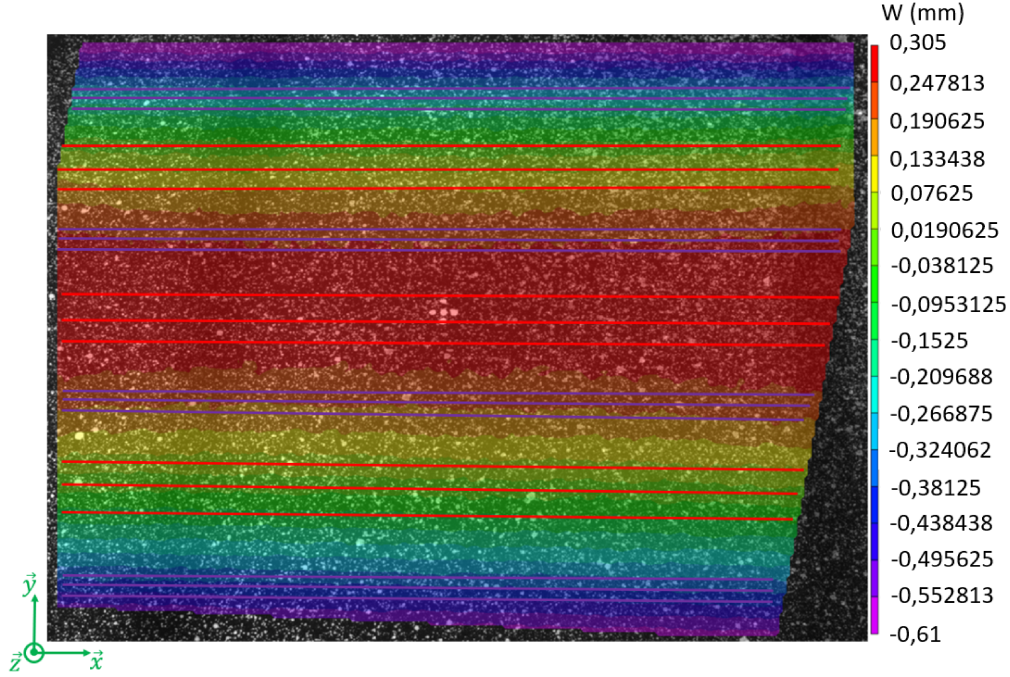


Figure 4.6 Vue en 2D du champ de déplacement w pour $F_v = 500$ N et lignes d'extraction pour la méthode de calcul de D_y .

4.2 Calcul expérimental de la rigidité D_x du PSO

Les résultats suivants ont été obtenus avec l'ensemble de réglages numéro 6 (cf 3.4) : $(L;a)=(324,88)$ mm ; $P_v = 1000$ N ; $F_{vmax} = 6000$ N ; $p_v = 1000$ N ; cale en acier inoxydable=oui.

Le tableau 4.3 résume les informations du rapport de calibration nécessaire à la validation de celle-ci. Le score global de la calibration et l'erreur de projection calculée durant la corrélation valent respectivement 0,043 et 0,027. Les valeurs du score de calibration et de l'erreur de projection sont toutes deux inférieures au seuil limite défini par le logiciel VIC-3D. De plus, les centres des images des deux caméras sont proches et leurs distances focales sont similaires. Nous pouvons donc affirmer que l'erreur entre les valeurs mesurées par le SCI et les valeurs réelles est négligeable.

Tableau 4.3 Rapport de calibration pour le calcul de D_x .

	Caméra 1	Caméra 2
Coordonnée x du centre (pixels)	823,2	821,2
Coordonnée y du centre (pixels)	596,6	585,1
Distance focale (pixels)	4020	4023

Le tableau 4.4 expose les résultats numériques calculés durant l'essai en flexion du PSO pour le calcul de D_x . Les figures 4.7 et 4.8 présentent respectivement le graphique du déplacement w en fonction de la position x dans le repère du PSO (en noir sur la figure 3.27), avant et après suppression des valeurs aberrantes. Ces graphiques sont tracés grâce aux données extraites de la ligne 0 de la figure 4.9. On retrouve sur ces graphiques en abscisse la position x en mm et en ordonnée le déplacement w en mm. La série de croix bleues correspond aux valeurs expérimentales. La série de points bleus correspond aux valeurs calculées grâce à la régression polynomiale de degré deux. L'équation de la régression est aussi indiquée sur ces graphiques. Les figures 4.10 et 4.11 montre respectivement une vue en 3D du champ de déplacement à $F_v = 0$ N et $F_v = 6000$ N avec en vert le repère inhérent au SCI. On notera sur ces deux images la présence d'ondulations se propageant suivant l'axe x du SCI.

Tableau 4.4 Valeur numérique du calcul de D_x .

Rigidité théorique (Nmm)	Rigidité expérimentale (Nmm)	Erreur relative (%)
$2,38E7$	$2,14E7$	$-10,1$

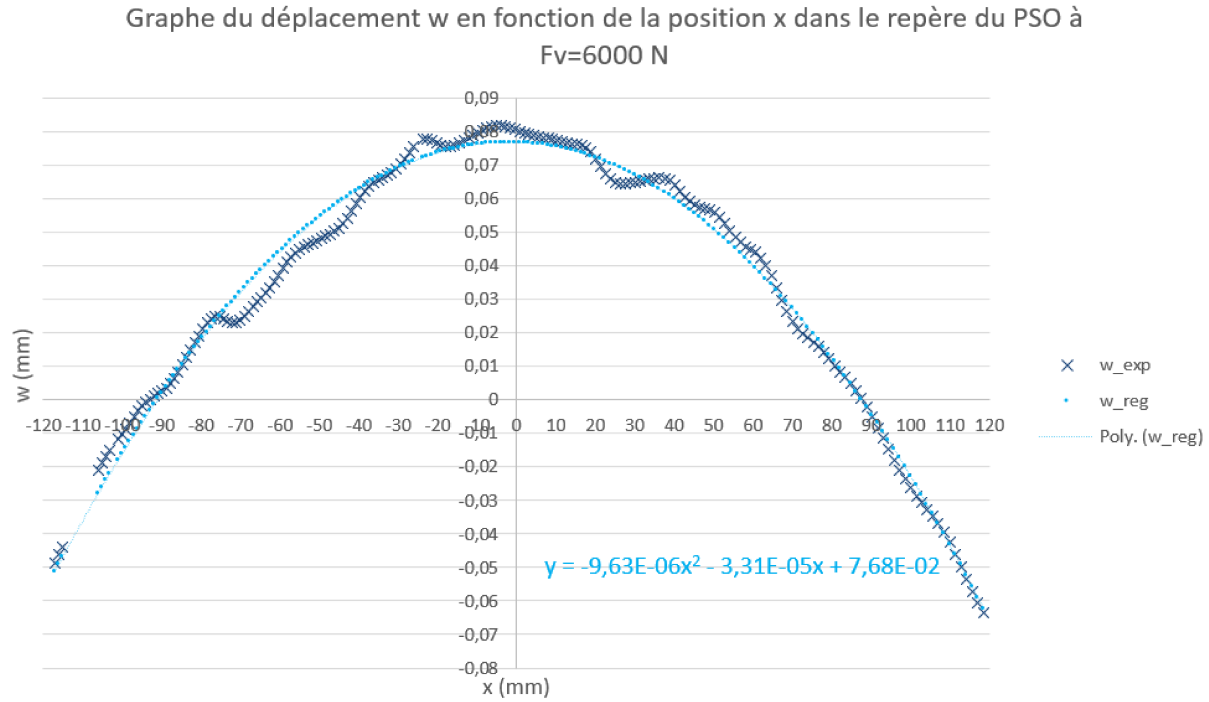


Figure 4.7 Graphique du déplacement w pour le calcul de D_x .

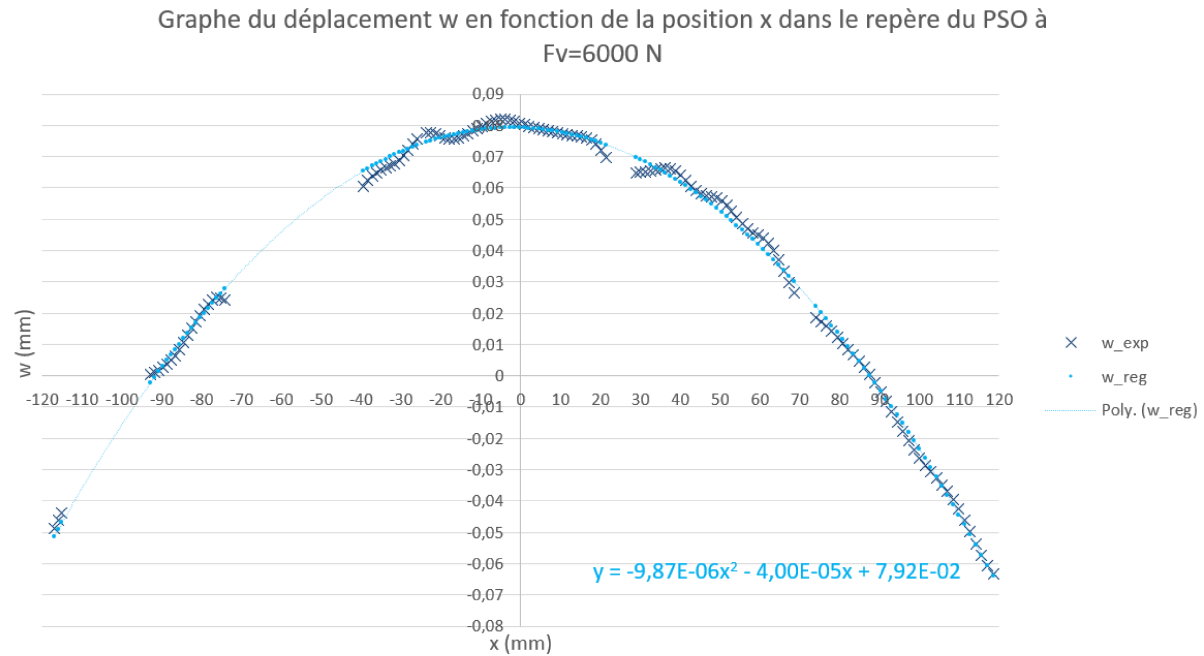


Figure 4.8 Graphique du déplacement w pour le calcul de D_x après suppression des valeurs aberrantes.

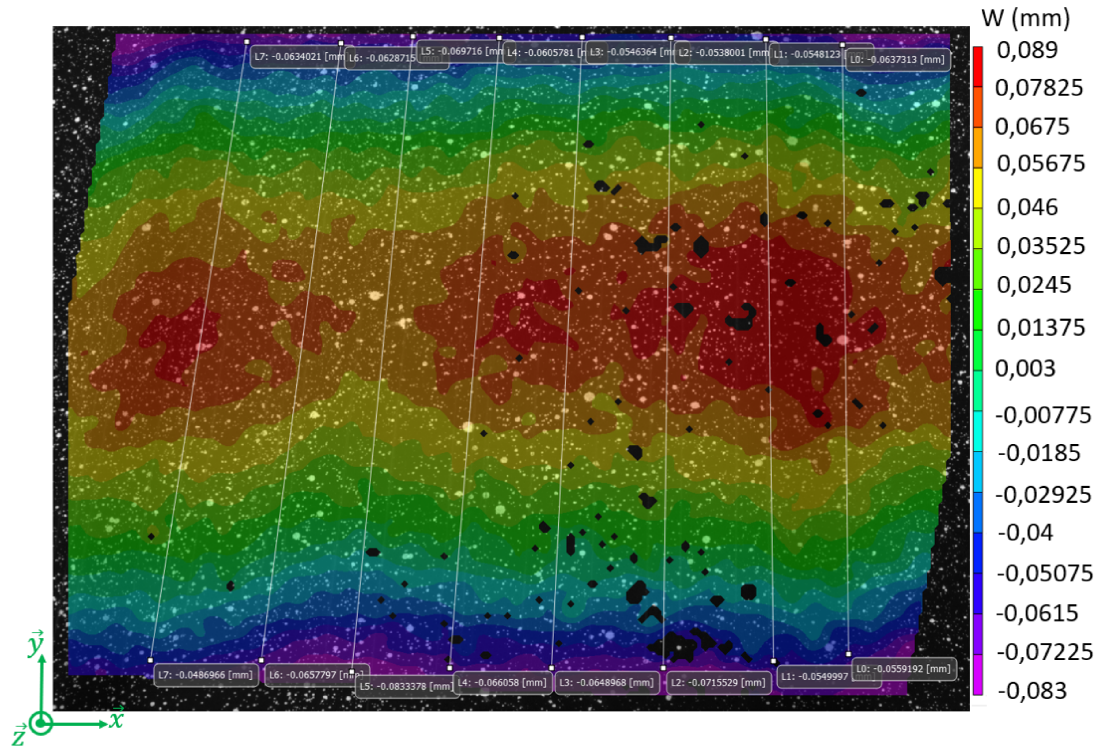


Figure 4.9 Vue 2D du champ de déplacement w à $F_v = 6000$ N avec lignes d'extraction pour le calcul de D_x .

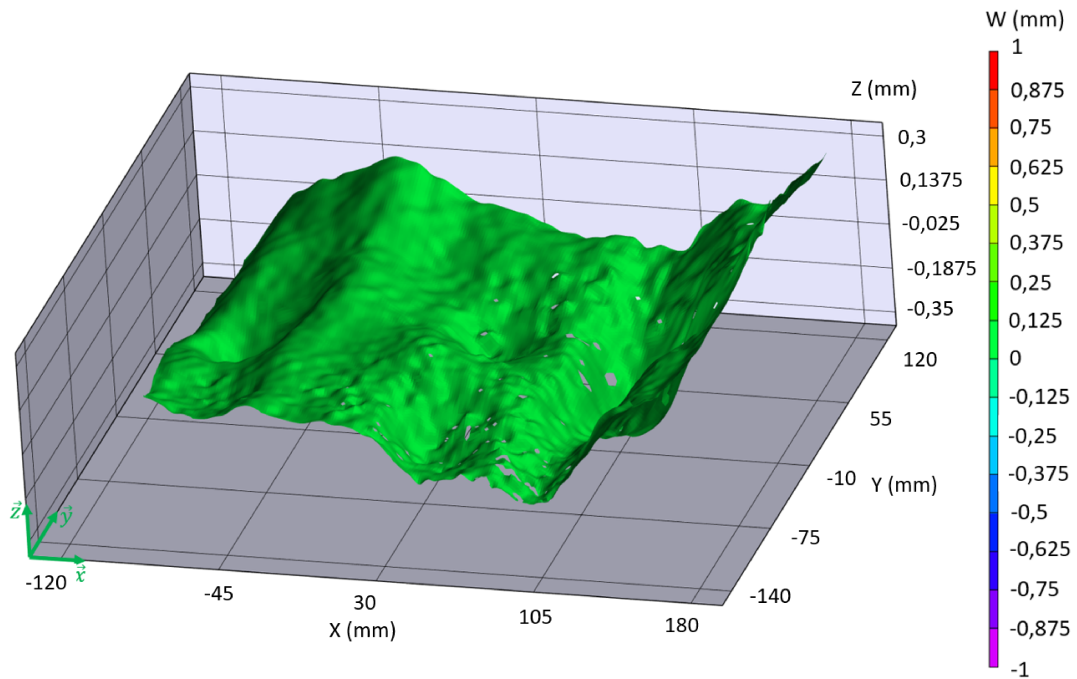


Figure 4.10 Vue en 3D du champ de déplacement w à 0N pendant l'essai pour le calcul de D_x .

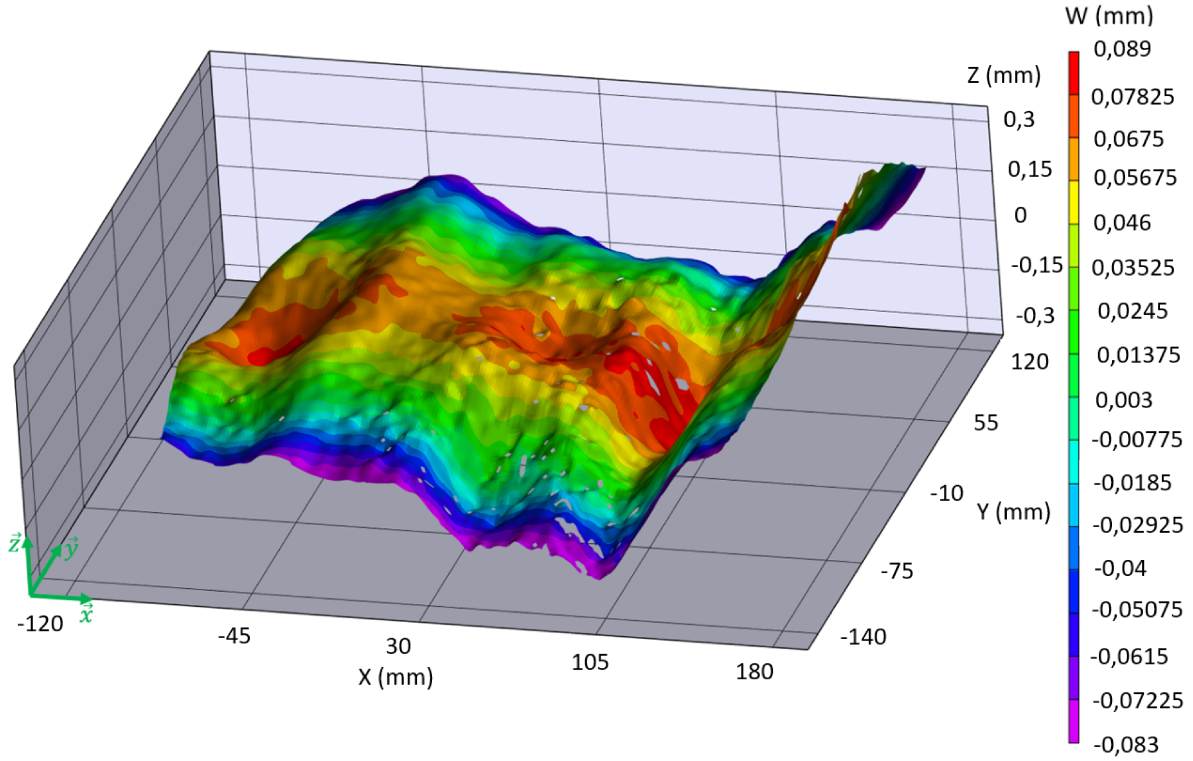


Figure 4.11 Vue en 3D du champ de déplacement w à 6000N pendant l'essai pour le calcul de D_x .

4.3 Calcul expérimental de la rigidité D_y du PSO

Les résultats suivants ont été obtenus avec l'ensemble de réglages numéro 32 (cf 3.4) : $(L;a)=(412,59)$ mm ; $P_v = 0$ N ; $F_{vmax} = 5500$ N ; $p_v = 500$ N ; cale en acier inoxydable = non.

Le tableau 4.3 résume les informations du rapport de calibration nécessaire à la validation de celle-ci. Le score global de la calibration et l'erreur de projection calculée durant la corrélation valent respectivement 0,038 et 0,015. Les valeurs du score de calibration et de l'erreur de projection sont toutes deux inférieures au seuil limite défini par le logiciel VIC-3D. De plus les centres des images des deux caméras sont proches et leurs distances focales sont similaires. Nous pouvons donc affirmer que l'erreur entre les valeurs mesurées par le SCI et les valeurs réelles est négligeable.

Tableau 4.5 Rapport de calibration pour le calcul de D_y .

	Caméra 1	Caméra 2
Coordonnée x du centre (pixels)	830,3	829,5
Coordonnée y du centre (pixels)	597,2	587,1
Distance focale (pixels)	4017	4023

Les quatre sous-sections suivantes présentent dans l'ordre d'apparition :

1. Les résultats du calcul de la rigidité D_y en utilisant la méthode d'extraction et d'analyse pour la rigidité D_x ;
2. Les résultats du calcul de la rigidité D_y en utilisant la méthode d'extraction et d'analyse pour la rigidité D_y , sans respecter les conditions de symétrie et de nombre de zones d'extraction et sans application de la fonction RRM ;
3. Les résultats du calcul de la rigidité D_y en utilisant la méthode d'extraction et d'analyse pour la rigidité D_y , en respectant les conditions de symétrie et de nombre de zones d'extraction mais sans application de la fonction RRM ;
4. Les résultats du calcul de la rigidité D_y en utilisant la méthode d'extraction et d'analyse pour la rigidité D_y , en respectant les conditions de symétrie et de nombre de zones d'extraction et en appliquant la fonction RRM.

Ces sous-sections illustrent ainsi l'amélioration des résultats grâce à la méthode d'extraction et d'analyse spécifique au calcul de D_y . Les effets sur les résultats de calcul de D_y des conditions de symétrie, de nombre de zones d'extraction et de la fonction RRM sont aussi exposés à travers ces sous-sections.

4.3.1 Résultats du calcul de D_y avec la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul de D_x

Le tableau 4.6 expose les résultats numériques calculés durant l'essai en flexion du PSO pour le calcul de D_y , avec la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul de D_x . Les figures 4.12 et 4.13 présentent respectivement les graphiques du déplacement w en fonction de la position y dans le repère du PSO (en noir sur la figure 3.30), avant et après suppression des valeurs aberrantes. Ces graphiques sont tracés grâce aux données extraites de la ligne 0 de la figure 4.14. On retrouve sur ces graphiques en abscisse la position y en mm et en ordonnée le déplacement w en mm. La série de croix bleues correspond aux valeurs expérimentales. La série de points bleues correspond aux valeurs calculées grâce à la régression polynomiale de degré deux. L'équation de la régression est aussi indiquée sur ces graphiques.

Tableau 4.6 Valeur numérique du calcul de D_y avec la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul de D_x .

Rigidité théorique (Nmm)	Rigidité expérimentale (Nmm)	Erreur relative (%)
1,73E7	2,36E7	36,4

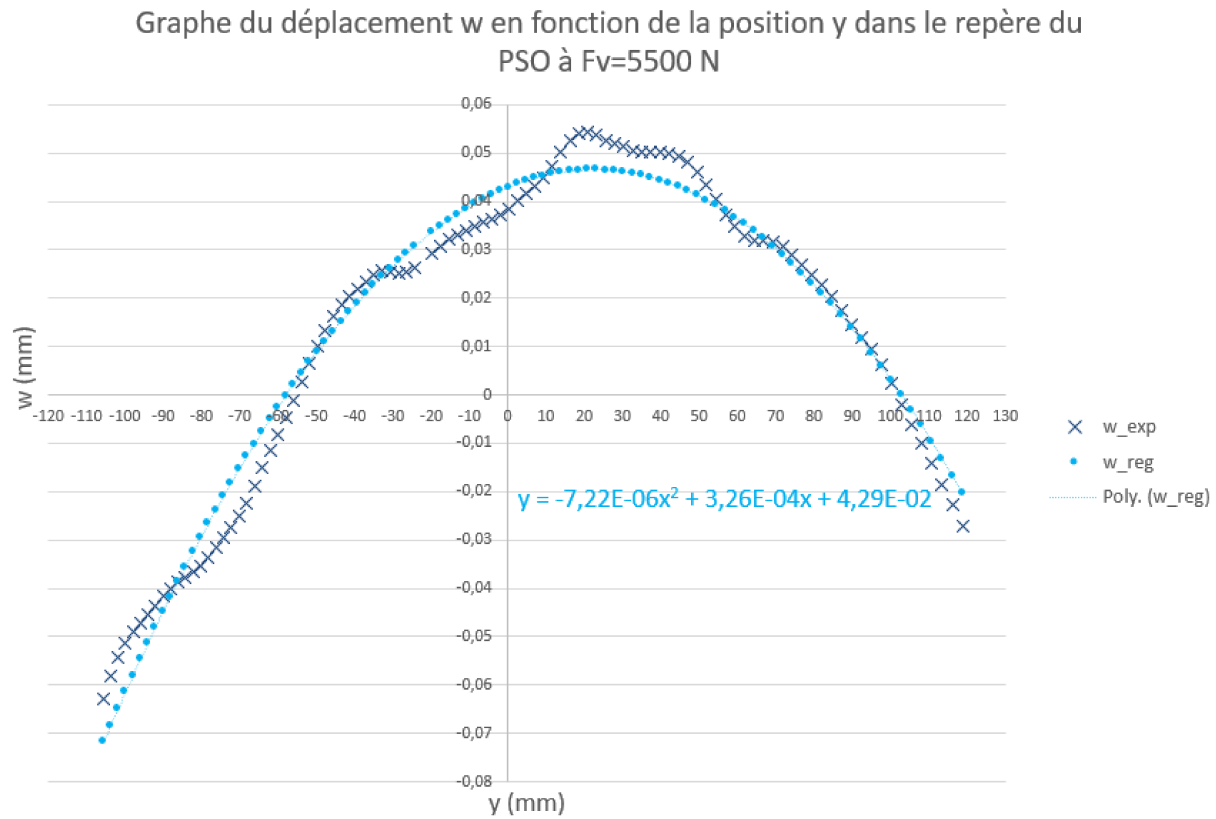


Figure 4.12 Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y avec la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul de D_x .

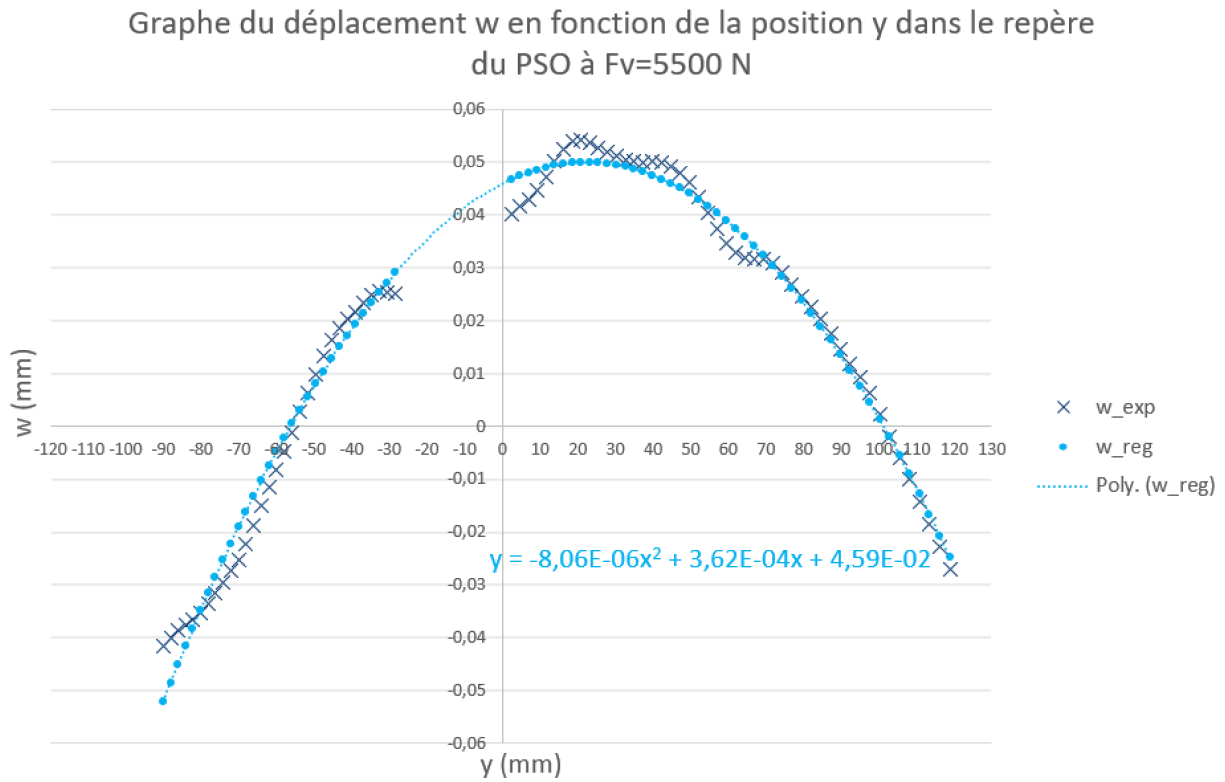


Figure 4.13 Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y avec la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul de D_x après suppression des valeurs aberrantes.

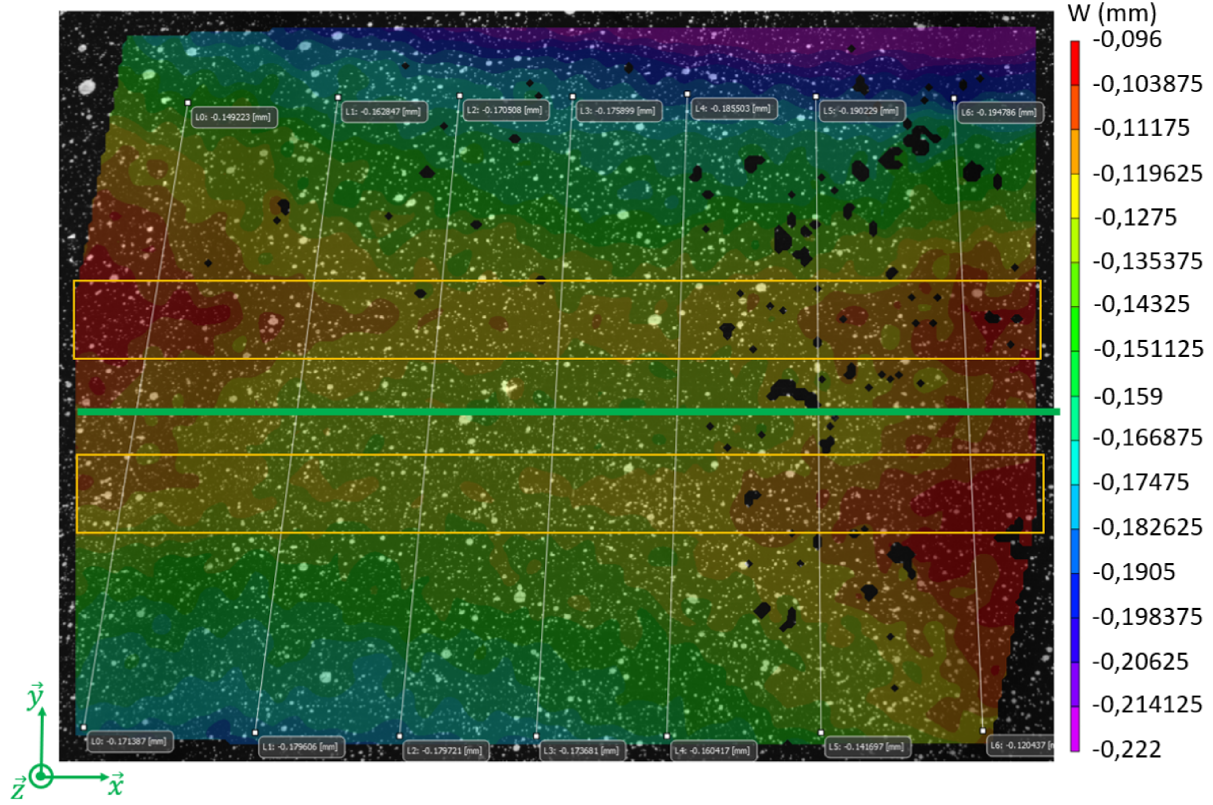
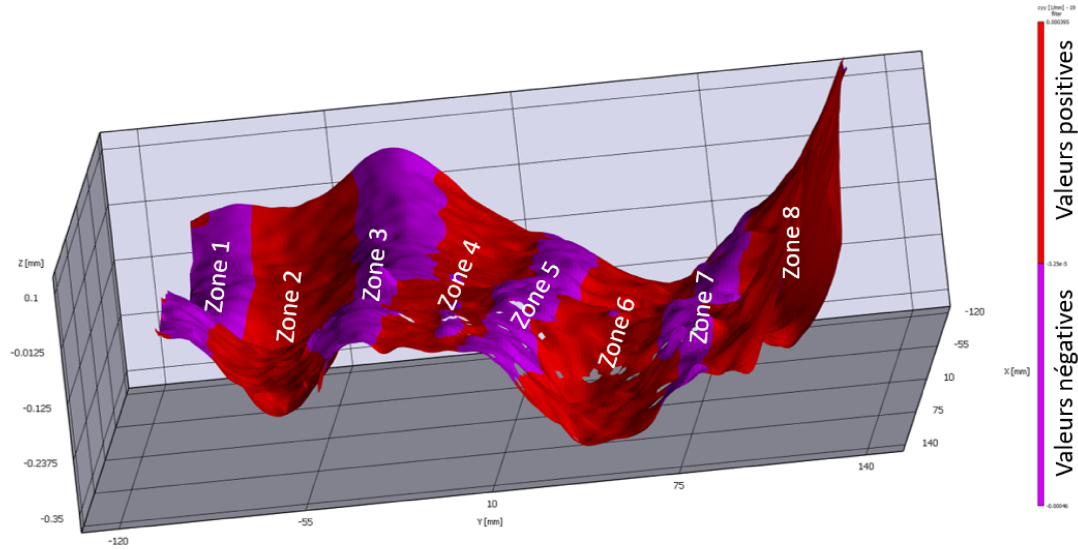


Figure 4.14 Vue 2D du champ de déplacement w pour l'évaluation de D_y avec les lignes d'extraction pour le calcul de D_x à $F_v = 5500$ N.

Lors du premier essai pour calculer la rigidité D_y , la méthode suivie était celle développée pour calculer la rigidité D_x . Durant l'analyse des résultats nous avons remarqué que le champ de déplacements w est assez différent de celui obtenu durant les essais réalisés sur la plaque en aluminium et sur le PSO pour le calcul de D_x : la valeur maximale de déplacement ne se situe pas au milieu des appuis fixes (ligne verte sur la figure 4.14) mais de part et d'autre de celui-ci (rectangle jaune). Nous avons alors affiché sur la vue en 3D le champ de courbures. On observe ici la correspondance entre les ondulations et les zones de courbures positives et négatives. Nous avons alors supposé que les ondulations sont provoquées par l'alternance de deux rigidités locales. Nous avons développé une méthode d'extraction et d'analyse pour calculer séparément ces deux rigidités.

Figure 4.15 Vue en 3D du champ de courbure à $F_v = 5500$ N.

4.3.2 Résultats du calcul de D_y

Le tableau 4.7 expose les résultats numériques calculés durant l'essai en flexion du PSO pour le calcul de D_y , avec la méthode d'extraction et d'analyse dédiée à cet effet. Cependant les conditions de symétrie des données et de nombre de zones ne sont pas respectées ici. De plus la fonction RRM ne peut être appliquée dans ce cas. Les figures 4.16 et 4.17 présentent respectivement les graphiques du déplacement w en fonction de la position y dans le repère du PSO (en noir sur la figure 3.30), avant et après suppression des valeurs aberrantes. Ces graphiques sont construits grâce aux données extraites des lignes présentes sur la figure 4.18. On retrouve sur ces graphiques en abscisse la position y en mm et en ordonnée le déplacement w en mm. Les séries de croix violettes et rouges correspondent respectivement aux valeurs expérimentales des groupes de données un et deux. Les séries de points violets et rouges correspondent respectivement aux valeurs calculées grâce aux régressions polynomiales de degré deux des groupes de données un et deux. Les équations des régressions sont aussi indiquées sur ces graphiques.

Tableau 4.7 Valeur numérique du calcul de D_y sans respect des conditions de symétrie, de nombre de zones et sans RRM.

Groupe de données	Rigidité théorique (Nmm)	Rigidité expérimentale (Nmm)	Erreur relative (%)
1	$1,73E7$	$2,06E7$	19,1
2	$1,73E7$	$2,36E7$	36,4

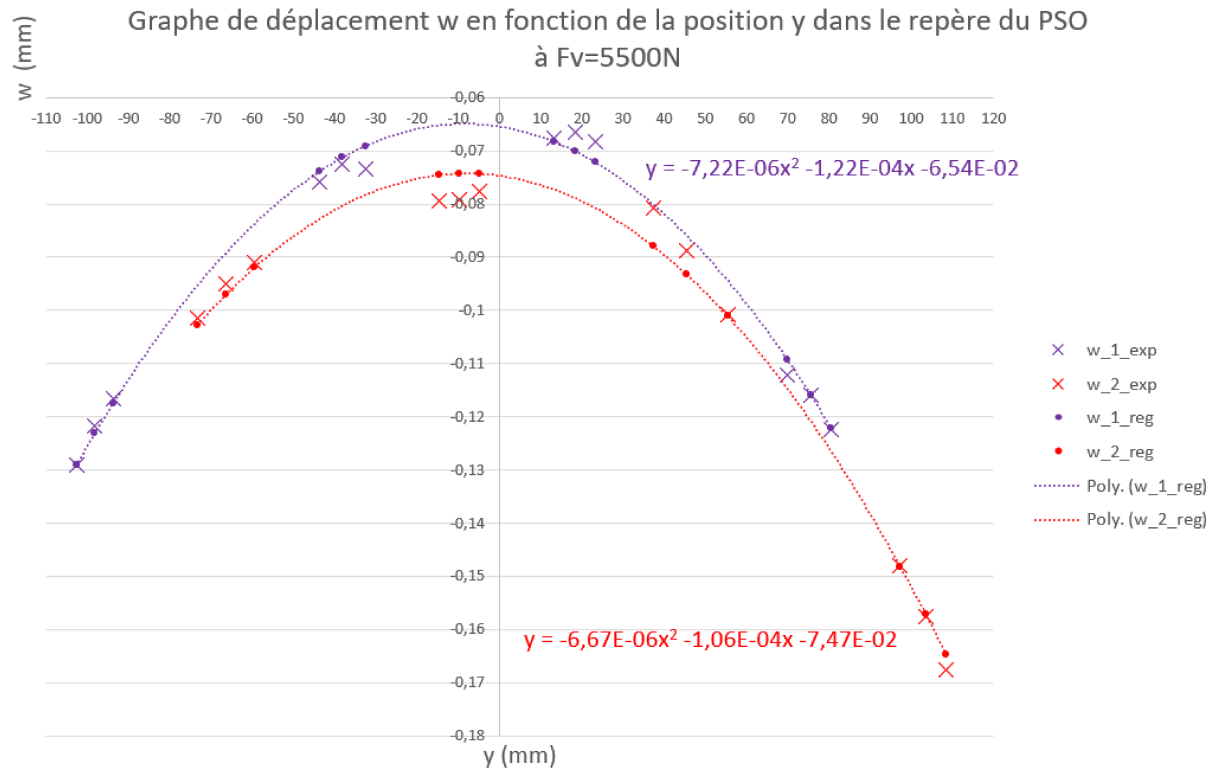


Figure 4.16 Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y sans respect des conditions de symétrie, de nombre de zones et sans RRM.

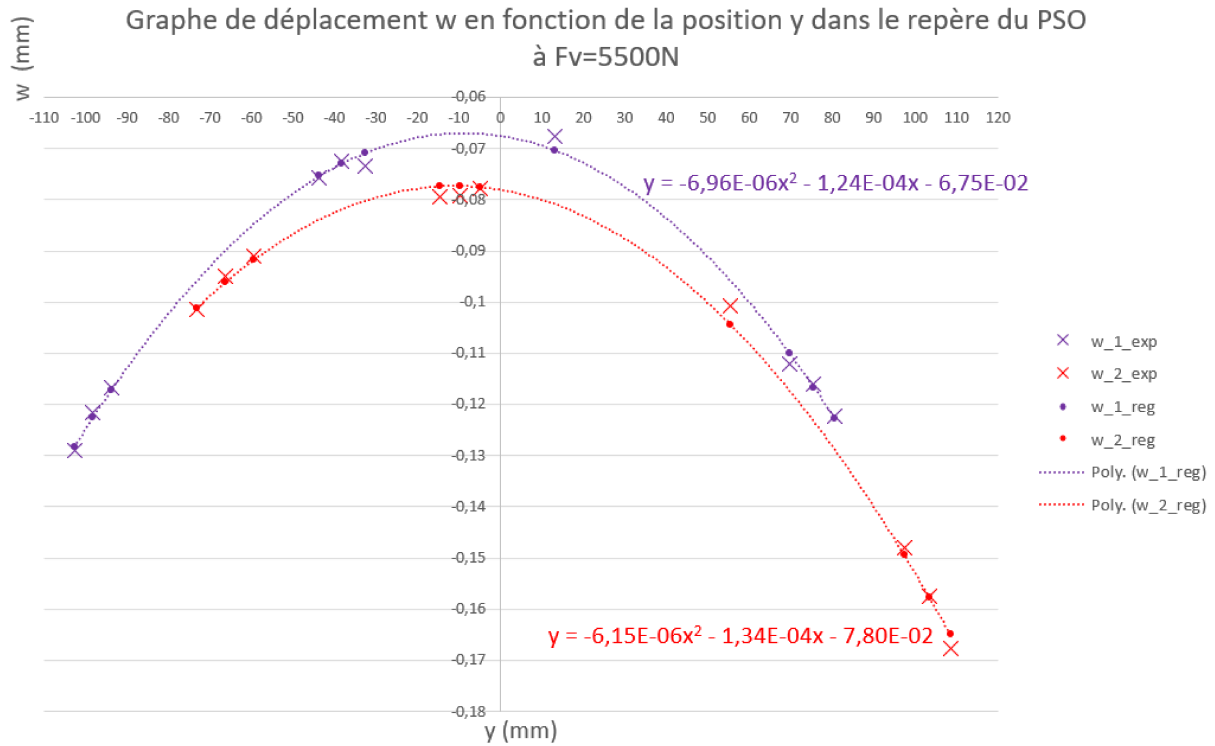


Figure 4.17 Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y sans respect des conditions de symétrie, de nombre de zones et sans RRM après suppression des valeurs aberrantes.

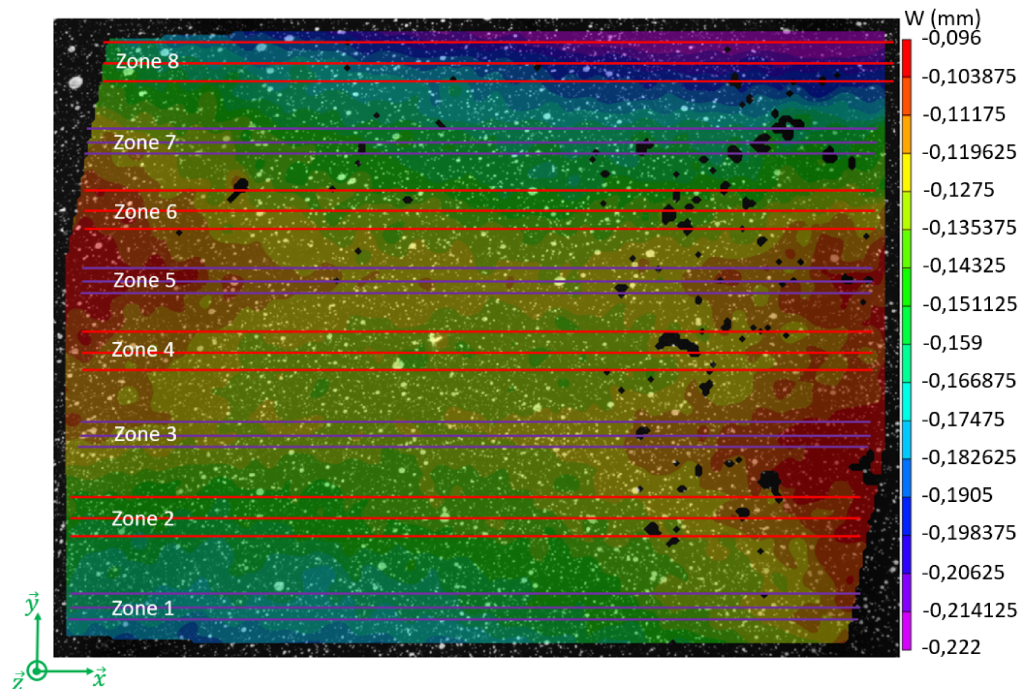


Figure 4.18 Vue 2D du champ de déplacement w pour le calcul de D_y avec les lignes d'extraction à $F_v = 5500 N$.

Grâce au calcul des deux rigidités locales D_{y1} et D_{y2} , l'erreur relative a bien été réduite pour le calcul de D_y . On remarque aussi que contrairement aux résultats obtenus pour la plaque, les valeurs D_{y1} et D_{y2} calculées sont différentes. À l'aide de la fonction RRM, nous avons ensuite cherché à supprimer les potentielles erreurs causées par les déplacements rigides du PSO. Dans notre cas, cette fonction n'est applicable que lorsque les données extraites sont symétriques par rapport au centre du panneau.

4.3.3 Résultats du calcul de D_y en respectant les conditions de symétrie et de nombre de zones

Le tableau 4.8 expose les résultats numériques calculés durant l'essai en flexion du PSO pour le calcul de D_y , avec la méthode d'extraction et d'analyse dédiée à cet effet. Ici les conditions de symétries des données et de nombre de zones sont respectées, mais la fonction RRM n'est pas appliquée. Les figures 4.19 et 4.20 présentent respectivement les graphiques du déplacement w en fonction de la position y dans le repère du PSO (en noir sur la figure 3.30) avant et après suppression des valeurs aberrantes. Ces graphiques sont construits grâce aux données extraites des lignes présentes sur la figure 4.21. On retrouve sur ces graphiques en abscisse la position y en mm et en ordonnée le déplacement w en mm. Les séries de croix violettes et rouges correspondent respectivement aux valeurs expérimentales des groupes de données un et deux. Les séries de points violets et rouges correspondent respectivement aux valeurs calculées grâce aux régressions polynomiales de degré deux des groupes de données un et deux.

Tableau 4.8 Valeur numérique du calcul de D_y en respectant les conditions de symétrie et de nombre de zones.

Groupe de données	Rigidité théorique (Nmm)	Rigidité expérimentale (Nmm)	Erreur relative (%)
1	$1,73E7$	$2,06E7$	19,1
2	$1,73E7$	$2,99E7$	72,8

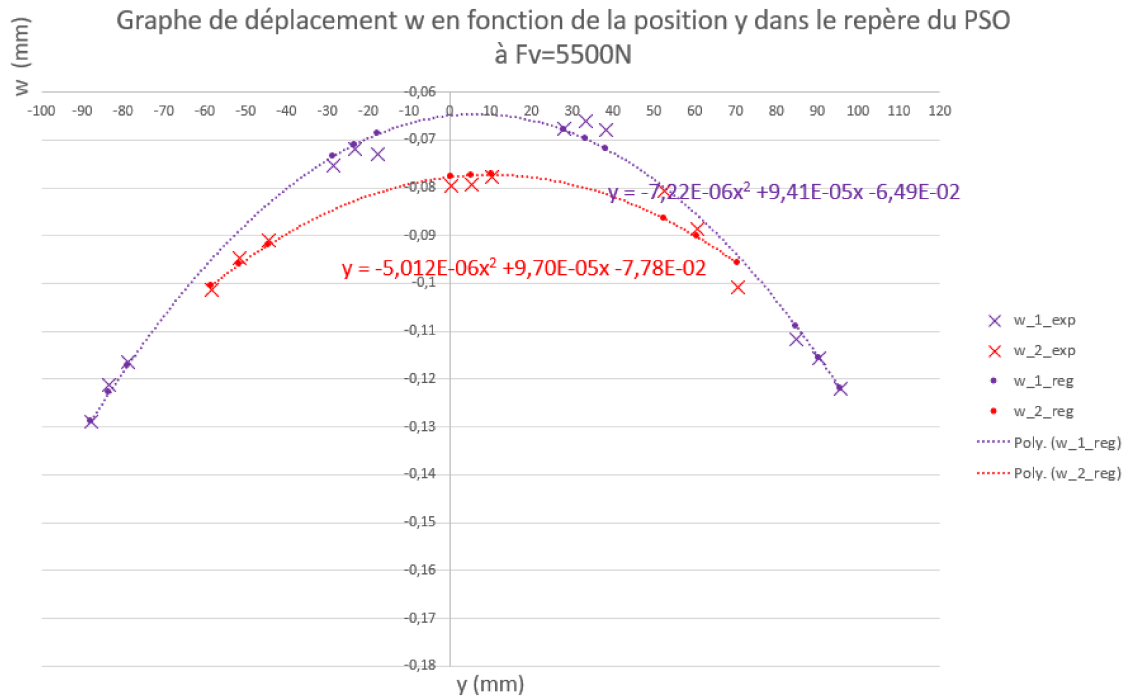


Figure 4.19 Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y avec respect des conditions de symétrie et de nombre de zones mais sans RRM.

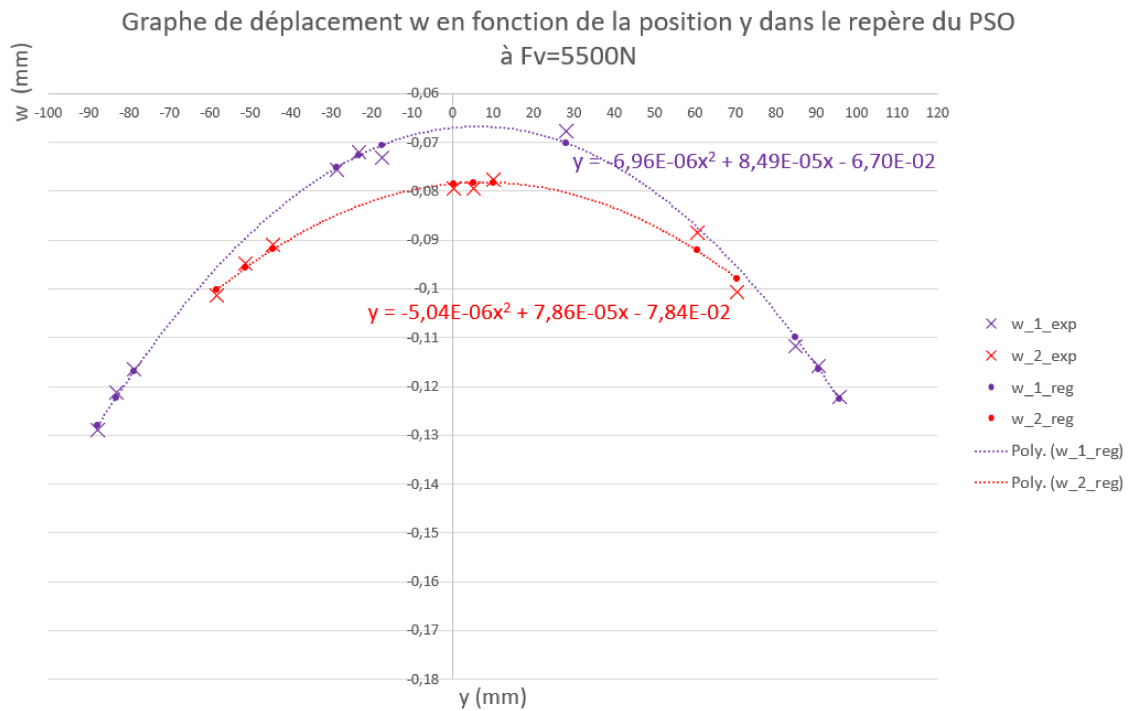


Figure 4.20 Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y avec respect des conditions de symétrie et de nombre de zones mais sans RRM et après suppression des valeurs aberrantes.

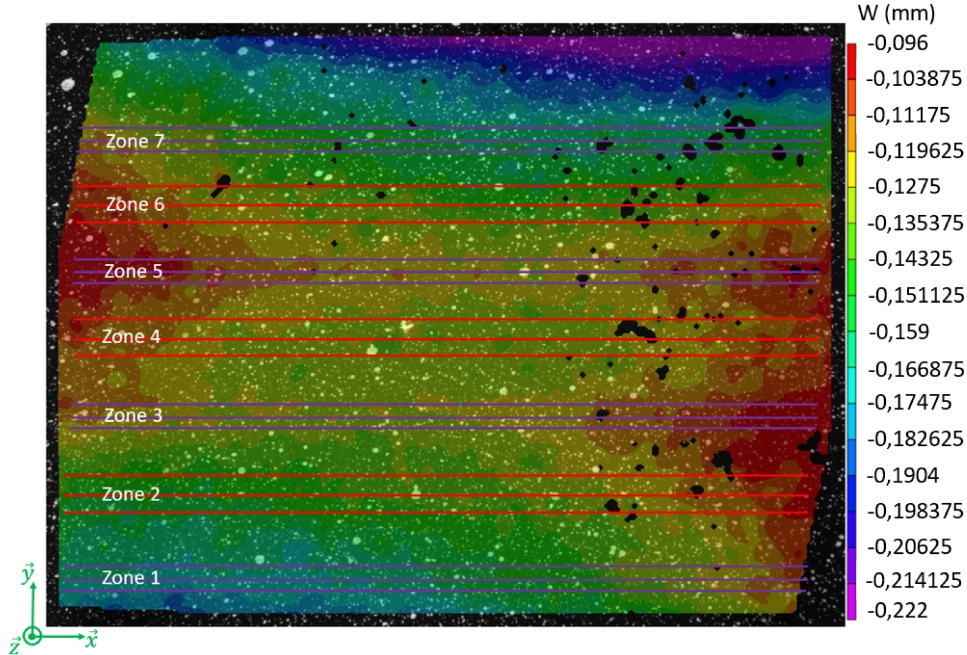


Figure 4.21 Vue 2D du champ de déplacements w pour le calcul de D_y avec les lignes d'extraction à $F_v = 5500$ N.

L'erreur relative de la rigidité D_{y2} calculée sans les données de la zone 8 vaut 68,0% alors qu'elle ne valait que 32,6% lorsqu'elle était calculée avec les données de la zone 8. Le calcul de la régression polynomiale de degré deux semble donc faussé par le manque de données. Nous avons alors ajouté la condition de nombre de zones dans la méthode d'extraction et d'analyse pour le calcul de D_y . La rigidité D_{y2} est alors écartée de la comparaison entre la rigidité théorique et expérimentale.

4.3.4 Résultats du calcul de D_y en respectant les conditions de symétrie, de nombre de zones et en appliquant la fonction RRM

Le tableau 4.9 expose les résultats numériques calculés durant l'essai en flexion du PSO pour le calcul de D_y , avec la méthode d'extraction et d'analyse dédiée à cet effet. Ici les conditions de symétries des données et de nombre de zones sont respectées et la fonction RRM est appliquée. Les figures 4.22 et 4.23 présentent respectivement les graphiques du déplacement w en fonction de la position y dans le repère du PSO (en noir sur la figure 3.30), avant et après suppression des valeurs aberrantes. Ces graphiques sont construits grâce aux données extraites des lignes présentes sur la figure 4.21. On retrouve sur ces graphiques en abscisse la position y en mm et en ordonnée le déplacement w en mm. Les séries de croix violettes et rouges correspondent respectivement aux valeurs expérimentales

des groupes de données un et deux. Les séries de points violets et rouges correspondent respectivement aux valeurs calculées grâce aux régressions polynomiales de degré deux des groupes de données un et deux.

Tableau 4.9 Valeur numérique du calcul de D_y en respectant les conditions de symétrie et de nombre de zones.

Groupe de données	Rigidité théorique Nmm	Rigidité expérimentale Nmm	Erreur relative (%)
1	$1,73E7$	$1,95E7$	12,7
2	$1,73E7$	$3,00E7$	73,4

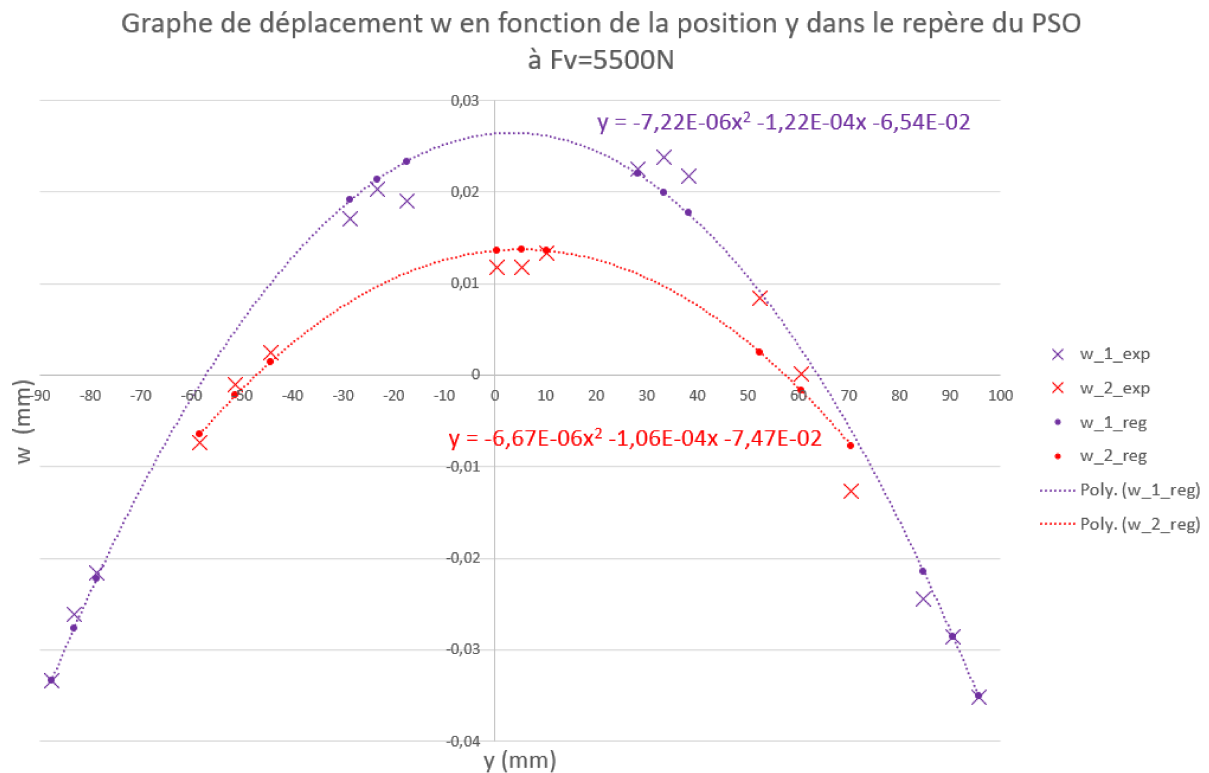


Figure 4.22 Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y avec respect des conditions de symétrie et de nombre de zones avec RRM.

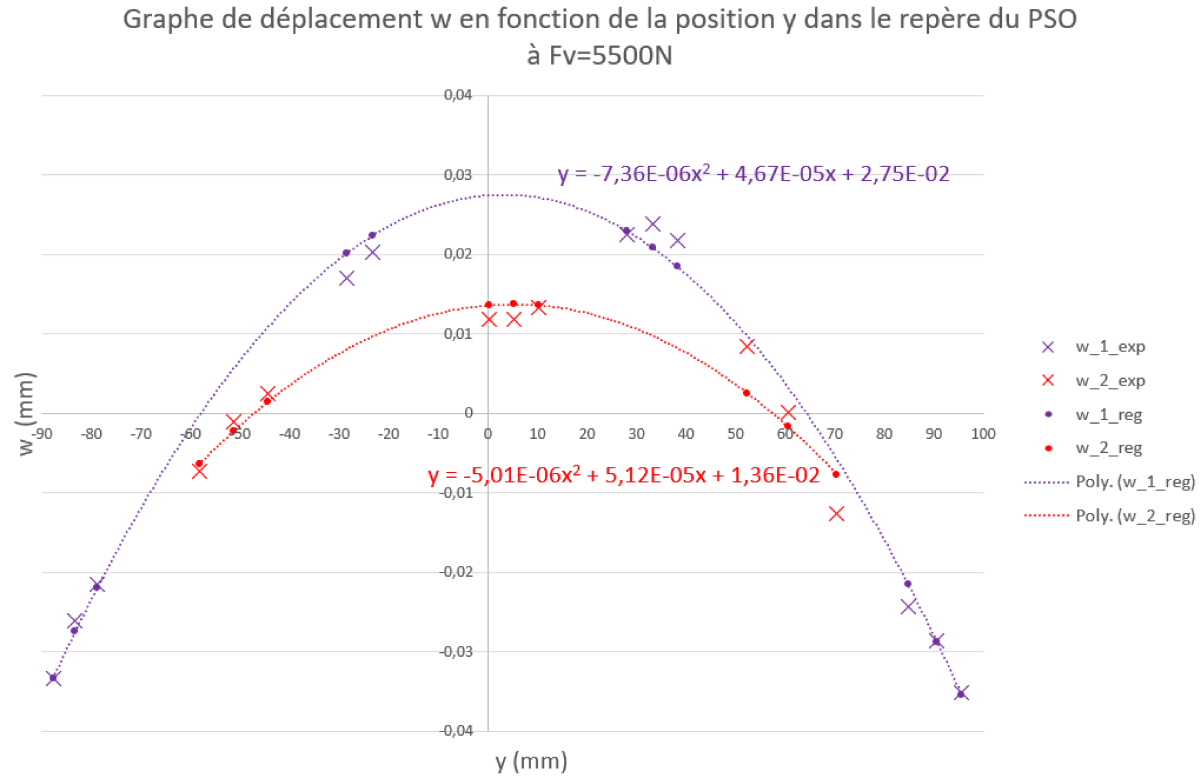


Figure 4.23 Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y avec respect des conditions de symétrie et de nombre de zones avec RRM et après suppression des valeurs aberrantes.

L'application de la fonction RRM permet de réduire l'erreur relative à 12,7% pour le calcul de D_{y1} . Puisque la rigidité D_{y2} a été supprimée de la comparaison entre la rigidité théorique et expérimentale, la rigidité D_y expérimentale est égale à $1,95E7$ Nmm et l'erreur relative vaut 12,7%.

4.4 Résultats supplémentaires acquis pour l'étude des ondulations

Plusieurs images permettent de confirmer l'existence des ondulations, aussi bien lorsque la PSO est soumise à un chargement (cf figure 4.11, 4.14, 4.15, 4.26) que lorsque $F_v = 0$ N (cf figure 4.10, 4.24, 4.25). De plus, ces ondulations sont également présentes lors des essais pour le calcul de D_x (cf 4.10 et 4.11). Il apparaît alors que l'hypothèse supposant que les ondulations sont créées par une alternance de deux rigidités locales soit contredite. Il semble plutôt qu'elles soient causées par la fabrication du PSO.

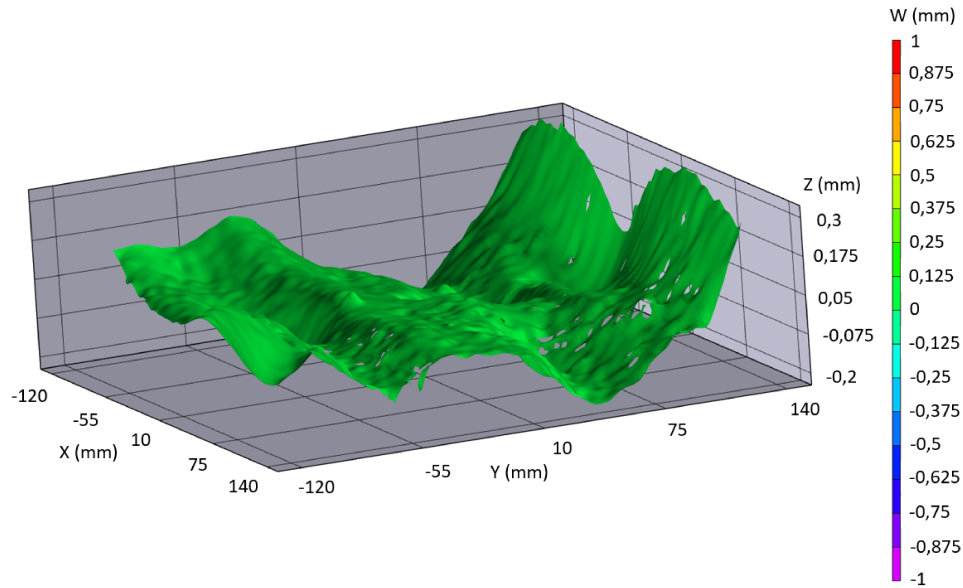


Figure 4.24 Vue en 3D de la face supérieure du PSO à $F_v = 0$ N.

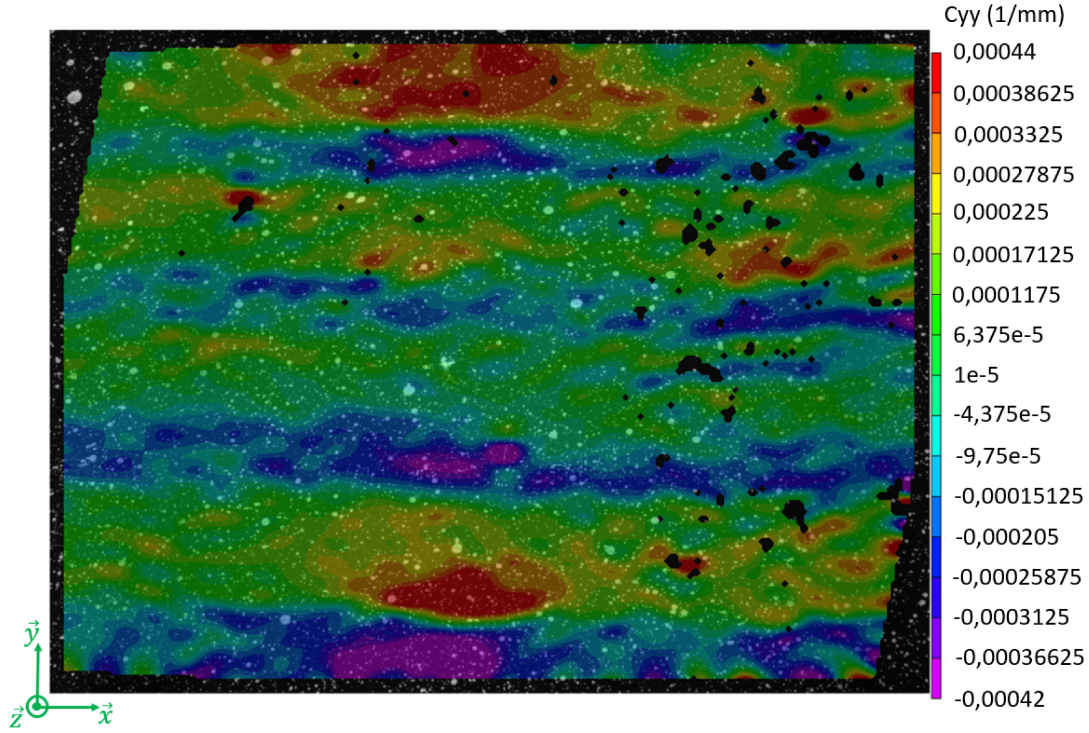


Figure 4.25 Vue en 2D du champ de courbures suivant l'axe y à $F_v = 0$ N pendant l'essai pour le calcul de D_y .

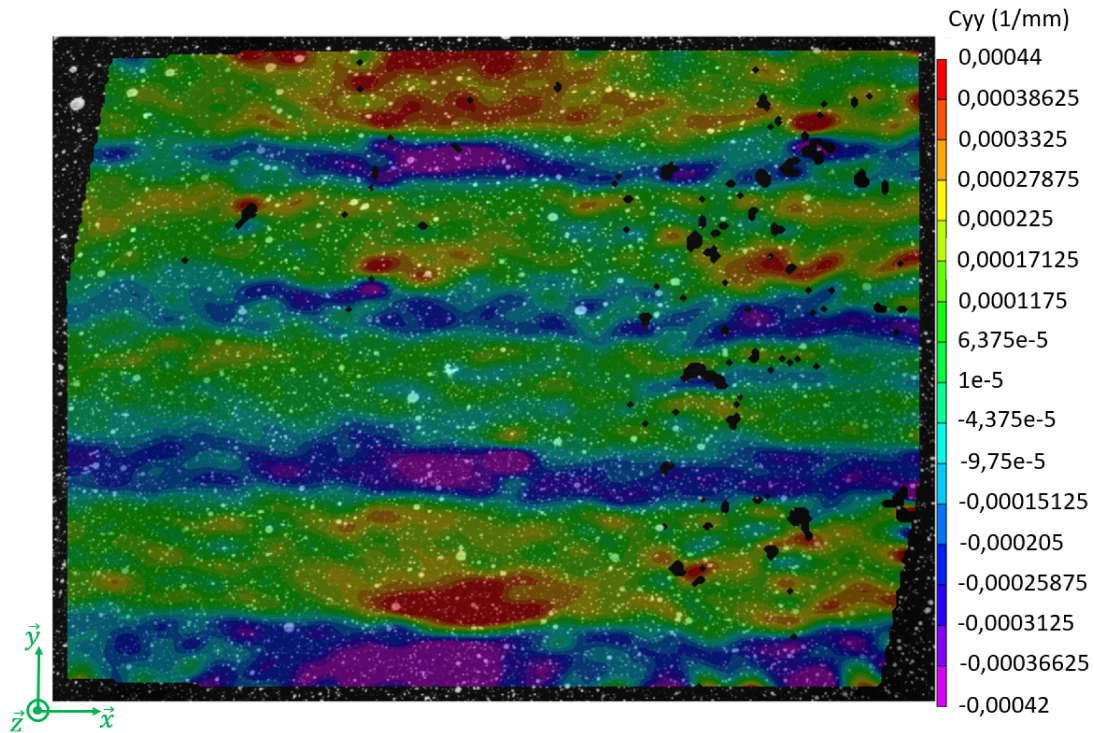


Figure 4.26 Vue en 2D du champ de courbures suivant l'axe y à $F_v = 5500$ N pendant l'essai pour le calcul de D_y .

Pour approfondir l'étude des ondulations, les zones de courbures positives et négatives ont été identifiées grâce au mouché sur le PSO (cf figure 4.27) et sur le champ de déplacement w (cf figure 4.28). Ainsi, les zones de courbures positives sont associées aux zones où l'âme et le parement ne sont pas en contact (épaisseur simple) et aux valeurs inférieures de déplacements w . Les zones de courbures négatives sont associées aux zones où l'âme et le parement sont en contact (épaisseur double) et aux valeurs supérieures de déplacements w .

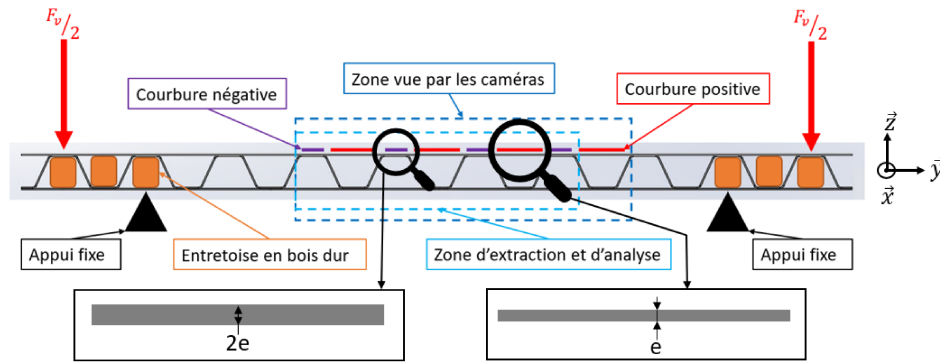


Figure 4.27 Position des zones de courbures par rapport aux ondulations de l'âme.

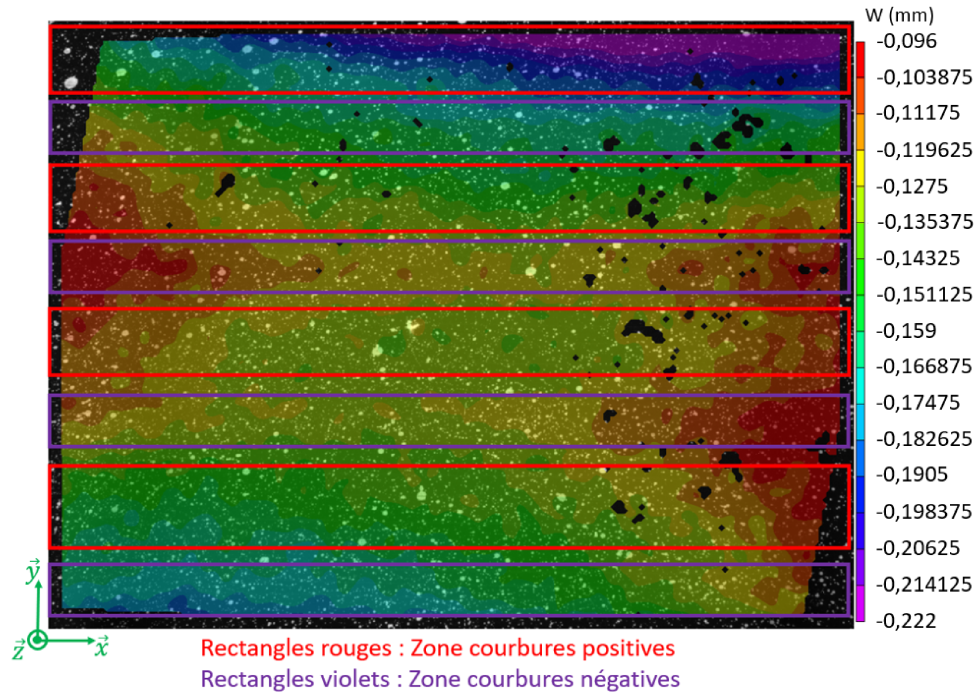


Figure 4.28 Vue en 2D du champ de déplacements w avec identification des zones de courbures positives et négatives.

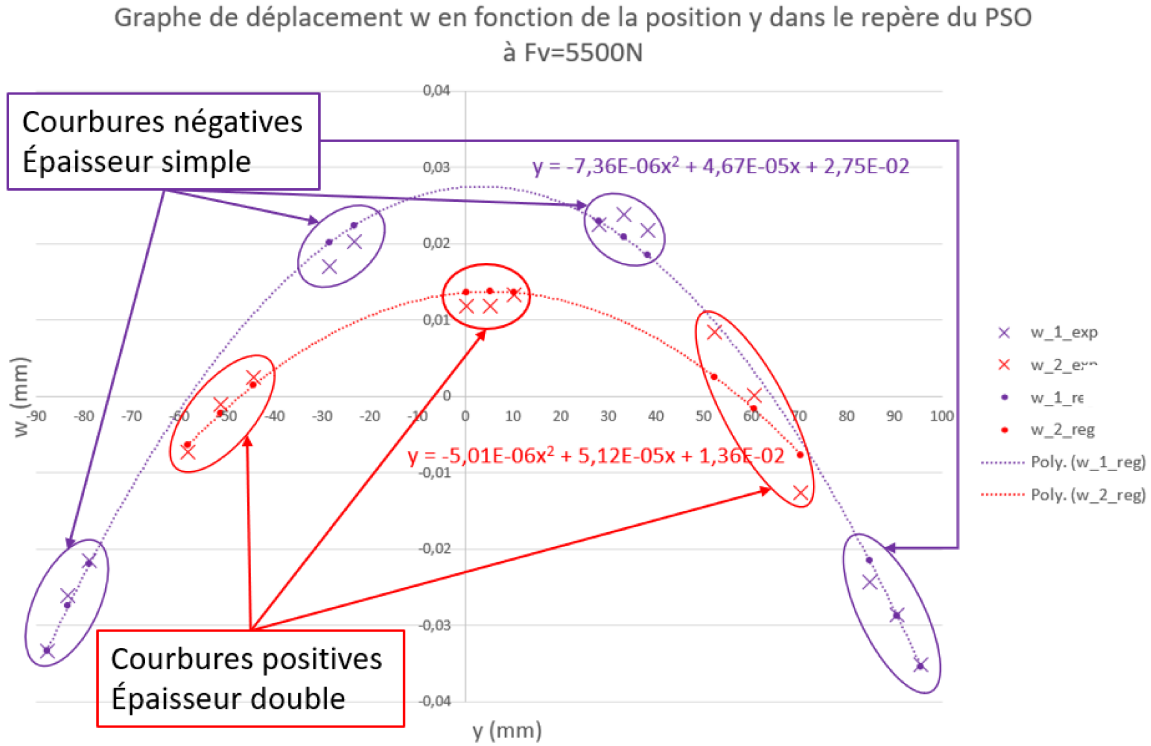


Figure 4.29 Graphique du déplacement w pour l'évaluation de D_y avec identification des zones de courbures.

De ce qui précède, deux groupes se dessinent :

1. Épaisseur simple \longleftrightarrow Courbures positives \longleftrightarrow Valeurs inférieures de déplacement w
2. Épaisseur double \longleftrightarrow Courbures négatives \longleftrightarrow Valeurs supérieures de déplacement w

Les deux groupes précédents appuient la contradiction de l'hypothèse présumant que les ondulations du PSO sont causées par une alternance de rigidité locale. En effet, théoriquement les valeurs de déplacements w inférieures devraient être associées aux zones à épaisseur double et les valeurs de déplacements w supérieures devraient être associées aux zones à épaisseur simple. Toutefois, les groupes créés à l'aide des données expérimentales sont opposés aux groupes théoriques.

Puisque l'hypothèse présumant que les ondulations du PSO sont causées par une alternance de rigidité locale a été écartée et grâce aux images acquises nous avons supposé que les ondulations apparaissent durant la fabrication. Cependant, il est impossible actuellement de vérifier cette nouvelle hypothèse, car nous ne possédons qu'un seul échantillon. De plus, nous n'avons pas mesuré les déformations du panneau en revenant à un moment de

flexion nul après chargement du panneau. Nous n'écartons donc pas la possibilité que ces ondulations soient causées par du flambement local ou encore par une plastification locale.

CHAPITRE 5

Discussions des résultats

5.1 Comparaison entre les résultats obtenus et la littérature

L'erreur relative entre la rigidité théorique et expérimentale D_y du PSO calculée par Libove et Hubka [16] vaut 2% alors que nous avons réussi à atteindre 12,7% d'erreur. Libove et Hubka n'ont pas évalué expérimentalement la rigidité D_x . De plus, l'erreur relative calculée pour la rigidité de plaque vaut 20%. Ainsi, nous nous attendions à ce que la démarche mise en oeuvre durant cette maîtrise soit cohérente mais manque de précision. La démarche de calcul expérimental de la rigidité D_y décrite par Libove et Hubka est alors comparée à celle développée pour orienter les axes de la réflexion d'autocritique.

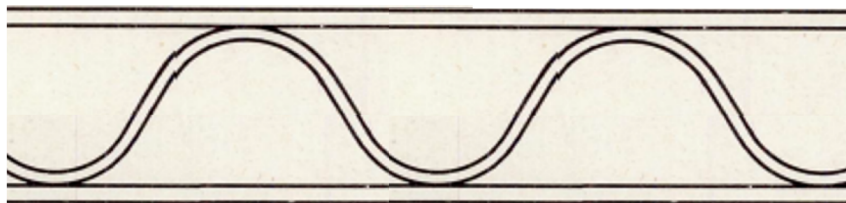
La démarche expérimentale suivie par Libove et Hubka est déjà décrite dans la section revue de littérature, ainsi le tableau 5.1 présente les différences et les similitudes entre les deux démarches. Les différences entre les deux démarches résident dans l'échantillon étudié, le système de mesure et la méthode de calcul de rigidité.

Tableau 5.1 Récapitulatif des différences et similitudes entre la démarche développée et celle suivie par Libove et Hubka.

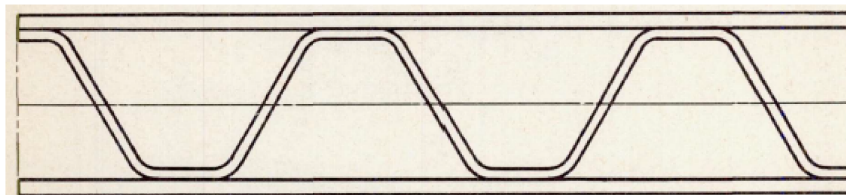
	Libove et Hubka	Démarche développée
Modèle théorique	Théorie des plaques orthotropes homogènes et continues appliquée aux PSO	Théorie des plaques orthotropes homogènes et continues appliquée aux PSO
Échantillon	Poutre extraite d'un PSO symétrique, assemblée par rivetage; âme : Alclad 24S-T36, épaisseur de tôle=0,8128 mm, hauteur=19,05 mm, pliage rond (cf figure 5.1a); parement : Alclad 24S-T3, épaisseur de tôle=1,63 mm	PSO symétrique assemblée par collage; âme (pliage plat cf figure 5.1b) et parement : Al5052-H32, épaisseur de tôle=0.8128 mm, hauteur=25 mm
Suite en page suivante		

Tableau 5.1 – Suite.

	Libove et Hubka	Démarche développée
Montage expérimental	Flexion à 4 points modulable, entretoise configuration 1.2	Flexion à 4 points modulable, entretoise configuration 1.3
Système de mesure	Rampe de comparateur à aiguille	Système de corrélation d'image 3D
Méthode de calcul de rigidité	À partir des valeurs de déplacement w et de position	À partir de la dérivée seconde de la régression polynomiale de degré 2 du déplacement w et de la position



(a) Pliage de l'âme rond.



(b) Pliage de l'âme plat.

Figure 5.1 Type de pliage de l'âme du PSO.

5.2 Autocritique

5.2.1 Modèle théorique

Le modèle théorique utilisé pour calculer les rigidités D_x et D_y est celui décrit par Libove et Hubka. Cependant il est possible de critiquer ce modèle. En effet, il permet de calculer une rigidité globale du PSO alors qu'il semble, d'après nos essais pour le calcul de D_y , que le PSO possède deux rigidités locales qui s'alternent l'une après l'autre en fonction de l'ondulation de l'âme. D'autre part, le flambement des parements ou de l'âme est négligé dans ce modèle. À cela s'ajoute l'hypothèse que nous avons émise pour calculer le moment de flexion dans le PSO. Nous avons supposé qu'il se comportait comme une poutre

homogène et isotrope, ce qui permet le calcul du moment global et revient à négliger les effets locaux des variations d'épaisseurs dans le calcul de D_y . De plus, le calcul du moment quadratique I_c est réalisé grâce à des approximations géométriques de l'âme du PSO, il y a alors 3% d'erreur relative entre la valeur calculée numériquement et celle mesurée sur le modèle CAO. D'autre part, l'hypothèse de non écrasement du PSO pendant le chargement a été vérifiée en mesurant, à différents endroits du PSO, sa hauteur totale à l'aide d'un pied à coulisse numérique.

5.2.2 Montage expérimental

Le gradient de déplacement w suivant l'axe x de la corrélation, visible sur le champs de déplacements acquis pour le calcul de D_y (cf figure 4.21), est incohérent. Théoriquement, le déplacement w devrait être constant suivant cette direction. Ce gradient semble provenir d'une mauvaise répartition des charges sur la surface du PSO, causée par un contact incomplet entre le PSO et le montage. Contact incomplet qui semble provenir des défauts de planéité lors de la fabrication du PSO. Nous étions conscients de ce problème dès les premiers essais sur le PSO, c'est pourquoi nous avons réalisé de nombreux essais pour déterminer la configuration idéale des cales en acier inoxydable (nombre et position) pour améliorer de façon maximale le contact entre le PSO et le montage.

L'assemblage du montage, le réglage des distances a et L , et le positionnement du PSO dans le montage en flexion sont peu précis car réalisés à l'aide d'un ruban à mesurer (précision de quelques millimètres) et d'un pied à coulisse numérique. De plus nous avons choisi de valider la rigidité du montage grâce aux résultats de l'essai sur la plaque en aluminium. Cependant, l'erreur relative entre la rigidité théorique et expérimentale est égale à environ 20%. Par ailleurs la rigidité de la plaque est 130 fois plus faible que D_x et 90 fois plus faible que D_y . Il est donc actuellement difficile d'affirmer que le montage est assez rigide pour négliger ses déplacements durant les essais pour le calcul de D_x et D_y .

5.2.3 Mesures expérimentales

Dans la démarche expérimentale développée, deux aspects permettent de caractériser la fiabilité des mesures expérimentales. Bien qu'il soit difficile de dissocier les erreurs causées par le montage expérimental de celles causées par une erreur de mesure, les résultats des essais effectués sur la plaque en aluminium justifient la fiabilité des mesures puisque l'erreur relative est égale à 20%. De plus, nous pouvons affirmer que les mesures de déplacements sont fiables grâce aux rapports de calibration et de corrélation.

D'autre part, les épaisseurs de tôles (parements et âme) et la hauteur totale du PSO et de la plaque qui sont utilisées pour les calculs théoriques et expérimentaux sont celles

indiquées sur les plans de fabrication, elles n'ont pas été mesurées. De plus, le mouché est réalisé à la main, ainsi il est irreproductible sur de nouveaux échantillons et il est difficile d'évaluer la précision des mesures de déplacement w et de position x et y lors de l'acquisition.

5.2.4 Méthodes de calcul des rigidités

La différence majeure entre la démarche expérimentale développée et celle décrite par Libove et Hubka se situe dans la manière de calculer la rigidité. C'est pourquoi la démarche de calcul de rigidité a été appliquée à une plaque homogène et isotrope en aluminium dans le but de montrer sa cohérence. En effet, une erreur relative de 20% indique que la méthode est cohérente mais manque de précision. Nous pensons que ce manque de précision provient principalement de l'assemblage du montage. De plus les trois valeurs de rigidité expérimentales (D_{yp} , D_{y1p} et D_{y2p}) calculées pour la plaque en aluminium sont très similaires. Ainsi nous pouvons affirmer que la différence entre la méthode de calcul de D_x et celle pour le calcul de D_y n'est pas source d'erreur, bien que l'erreur relative pour le calcul de D_x vale -10,1% et que l'erreur relative pour le calcul de D_y soit égale à 12,7%.

Cependant, la robustesse de ces méthodes reste criticable. On ne connaît pas l'impact sur les résultats du calcul de rigidité grâce à la dérivée seconde. Seule la rigidité locale D_{y1} a pu être calculée en respectant la condition de symétrie et de nombre de zone d'extraction. Ainsi la valeur de rigidité locale D_{y2} est inutilisable. Les calculs des rigidités locales D_{y1} et D_{y2} sont effectués avec seulement trois lignes d'extraction par zone pour accélérer le traitement des données.

5.3 Travaux futurs

Pour donner suite à l'autocritique des travaux effectués, il faudra premièrement procéder à une étude de sensibilité des calculs de rigidités. Les paramètres mesurables tels que l'épaisseurs de tôles (parements et âme), la hauteur totale du PSO, les distances a et L du montage, la valeur calculée du moment quadratique I_c et la valeur calculée du moment de flexion, feront l'objet de cette étude de sensibilité. Ainsi la précision des mesures et des calculs pourra être déterminée.

Ensuite, selon les besoins de précision déterminés par l'étude de sensibilité, une simulation numérique par éléments finis permettra de déterminer s'il y a des variations locales du moment de flexion au sein du PSO. Ces variations pourraient alors être intégrées aux calculs de rigidité. Les approximations géométriques pratiquées durant le calcul de I_c pourraient être réduites voire supprimées. La fabrication de cale étalon pour l'assemblage du montage répondra au besoin de précision.

En second lieu, pour s'assurer que les déplacements du montage sont négligeables par rapport à ceux du PSO, des essais de flexion sur une plaque isotrope et homogène en aluminium de rigidité équivalente à D_x (rigidité maximale du PSO) seront mis en oeuvre. Durant ces essais les déplacements du montage seront mesurés. Si ces essais ne sont pas suffisants pour justifier la négligeabilité des déplacements du montage par rapport à ceux du PSO, alors la rigidité du montage sera caractérisée analytiquement. En ce qui concerne le contact incomplet entre le PSO et le montage, la dimension du PSO suivant son axe x sera réduite. Ainsi, les défauts de planéité seront diminués. Finalement, le champ de vision des caméras du SCI devra être augmenté pour rendre possible le calcul simultané des deux rigidités locales D_{y_1} et D_{y_2} en appliquant les conditions de symétrie et de nombre de zones d'extraction de données. Pour ce faire le montage devra être modifié.

Finalement, en plus du calcul de la rigidité à partir de la dérivée seconde de la régression polynomiale de degré deux, la rigidité sera aussi calculée grâce la dérivée première de cette même régression. Cela ajoutera une vérification au premier calcul de rigidité. Par ailleurs le nombre de lignes d'extractions tracées par zone de courbure sera augmenté pour mieux inspecter le champ de déplacements et ainsi obtenir davantage de points pour la régression polynomiale.

Pour valider la conjecture affirmant que les ondulations sont dues uniquement à la fabrication du panneau, une étude plus poussée sera mise en oeuvre. Ainsi, en supposant un instant que les ondulations soient aussi causées par le moment de flexion, alors, plus celui-ci augmente, plus les ondulations gagnent en amplitude en plus du déplacement global du panneau. Il est donc difficile d'identifier séparément, sur la base des essais réalisés, les déplacements locaux et globaux. En faisant le même essai avec une plaque de rigidité équivalente (qui elle n'ondule pas), puis en soustrayant les déplacements de la plaque à ceux du panneau, il devrait être possible d'isoler les ondulations des déplacements globaux. Par conséquent, si l'amplitude de ces ondulations augmente avec le moment de flexion, alors c'est qu'elles sont causées par celui-ci. Dans ce cas le flambement et la plastification locale seront étudiés.

CHAPITRE 6

CONCLUSION

L'objectif global du projet de recherche dans lequel s'inscrit cette maîtrise est de développer un modèle analytique calculant la rigidité en flexion de PDO. Le modèle analytique de PSO [16] décrit sert de base pour ce développement. Il sert aussi comme élément de référence pour la vérification de la démarche expérimentale créée au cours de cette étude.

Le panneau conçu et fabriqué pour réaliser les expériences correspond évidemment au modèle analytique choisi, mais il a aussi été pensé pour être comparable à un panneau NIDA (même hauteur totale et même épaisseur de tôle). Les trois éléments composant ce panneau (feuilles supérieure, inférieure et âme) ont été assemblés par collage et rivetage.

Le montage expérimental fabriqué (flexion à quatre points) soumet une partie du panneau uniquement à un moment fléchisseur, permettant ainsi de calculer exclusivement la rigidité en flexion du panneau. Celui-ci a par la suite été installé sur une machine de traction/compression hydraulique. Les mesures de déplacements du panneau ont été effectuées grâce à un système de corrélation d'images 3D de la compagnie *high Speed Imaging Inc.* Le montage a été fabriqué avec des profilés rainurés en aluminium le rendant modulable. Il assure aussi le champ de vision nécessaire à la mise en place du système de corrélation d'images.

Deux méthodes d'analyse ont été développées pour calculer la rigidité en flexion du panneau : l'une pour le calcul de D_x et l'autre pour le calcul de D_y . Elles calculent la rigidité à partir de la dérivée seconde de la régression polynomiale de degré deux du déplacement w en fonction de la position x ou y (x pour le calcul de D_x et y pour le calcul de D_y). C'est dans le procédé d'extraction et d'analyse des données qu'elles diffèrent. Puisque les résultats des essais pour le calcul de D_y montraient une ondulation du panneau, les données ont été traitées de façon locale en séparant les déplacements en deux groupes. Deux valeurs numériques peuvent alors être obtenues pour D_y ; mais une seule est exploitable avec le montage actuel. Pour le calcul de D_x , les valeurs de déplacements n'ont pas eu à être séparées, car les ondulations n'interfèrent pas avec les déplacements causés par le moment fléchisseur. Les méthodes construites permettent d'atteindre -10,1% d'erreur pour le calcul de D_x et 12,7% pour le calcul de D_y .

Durant cette maitrise nous avons réussi à créer une méthode qui permet la validation expérimentale d'un modèle analytique calculant la rigidité en flexion d'un PSO. La méthode a été optimisée grâce à de nombreux essais, cependant il reste encore à réaliser l'étude de sensibilité des paramètres pour définir et ajuster la précision nécessaire des mesures et des calculs, à justifier que les déplacements du montage sont négligeables par rapport à ceux du PSO, et à modifier le montage pour permettre le calcul simultané des deux rigidités locales D_{y1p} et D_{y2p} .

La question concernant la provenance des ondulations reste sans réponse exacte. Il serait certainement intéressant de poursuivre les analyses pour y répondre. Cela permettrait d'améliorer la compréhension des effets locaux causés par l'âme ondulée (dans un PDO, l'âme est discontinue et présente des ondulations suivant x et y). De plus, il est fort probable que lors d'une utilisation industrielle (plancher de bus, ou de train par exemple) le panneau soit soumis à différents cas de chargement comme de la torsion et du cisaillement transversal. De futurs travaux porteraient donc sur le développement de méthodes expérimentales pour calculer la rigidité en cisaillement transversal et en torsion, en plus de la rigidité en flexion. Il serait aussi intéressant de mesurer la limite élastique du panneau et de caractériser le flambement local de l'âme.

LISTE DES RÉFÉRENCES

- [1] American Public Transportation Association. Standard bus procurement guidelines, 2013.
- [2] D.T. Berry and T.Y. Yang. Simplified lattice beam elements for geometrically nonlinear static, dynamic, and postbuckling analysis. *AIAA journal*, 24(8), May 2012.
- [3] Christophe Binetruy. Structures sandwiches. *Matériaux : Etude et propriétés des métaux*, October 2008.
- [4] B. Burgardt and P. Cartraud. Continuum modeling of beamlike lattice trusses using averaging methods. *Computers & Structures*, 73(1-5) :267–279, October 1999.
- [5] Chomphan. Finite Element Study of the Stress Response of Bi-Directional Corrugated-Strip Core Sandwich Beam. *Journal of Computer Science*, 7(9) :1335–1337, September 2011.
- [6] Jon Difs and Alfréd Ro. *Multi-scale modelling of corrugated core steel sandwich panels subjected to out-of-plane loads*. PhD thesis, Université technologique de Chalmers, Gothenburg, Sweden, 2017.
- [7] Claude Fendzi. *Contrôle santé des structures composites : application à la surveillance des nacelles aéronautiques*. PhD thesis, École nationale supérieure d’arts et métiers, Paris, December 2015.
- [8] M. Grujicic, R. Galgalikar, J.S. Snipes, R. Yavari, and S. Ramaswami. Multi-physics modeling of the fabrication and dynamic performance of all-metal auxetic-hexagonal sandwich-structures. *Materials and Design*, 51 :113–130, 2013.
- [9] Y. Hu, W. Li, X. An, and H. Fan. Fabrication and mechanical behaviors of corrugated lattice truss composite sandwich panels. *Composites Science and Technology*, 125 :114–122, 2016.
- [10] Mingmin Jin, Yingcheng Hu, and Bing Wang. Compressive and bending behaviours of wood-based two-dimensional lattice truss core sandwich structures. *Composite Structures*, 124 :337–344, June 2015.
- [11] Hadjazi Khamis. Support de cours : Résistance des matériaux. *Université des sciences et de la technologie d’Oran*, 2014.
- [12] Clément Laverne. Méthodologie de conception et d’optimisation d’une structure en aluminium clipsable appliquée à un plancher d’autobus, August 2017.
- [13] M. Leekitwattana, S.W. Boyd, and R.A. Shenoi. Evaluation of the transverse shear stiffness of a steel bi-directional corrugated-strip-core sandwich beam. *Journal of Constructional Steel Research*, 67(2) :248–254, February 2011.
- [14] Pierre Lhuissier and Laurent Laszczyk. Caractérisation des structure sandwich. *Matériaux : Etude et propriétés des métaux*, December 2012.
- [15] Shuguang Li, Yanxia Feng, Jiankun Qin, Shuai Li, Gaoyuan Ye, and Yingcheng Hu. Bending Performance of a Jute Fiber and Epoxy Resin Composite Sandwich Structure

- with a Bi-directional Corrugated Truss Core. *Fibers and Polymers*, 20(10) :2166–2174, October 2019.
- [16] Charles Libove and Ralph E Hubka. Elastic constants for corrugated-core sandwich plate. Technical report, National advisory committee for aeronautics.
- [17] Tat-Seng Lok and Qian-Hua Cheng. Elastic Stiffness Properties and Behavior of Truss-Core Sandwich Panel. *Journal of Structural Engineering*, 126(5) :552–559, May 2000.
- [18] Lemonis Minas E. Moment of inertia of a rectangle calculation tool, 2019.
- [19] Ahmed K. Noor. Continuum modeling for repetitive lattice structures. *Applied Mechanics Reviews*, 41(7) :285, 1988.
- [20] Ahmed K. Noor and William C. Russell. Anisotropic continuum models for beamlike lattice trusses. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 57(3) :257–277, September 1986.
- [21] V. Rubino, V.S. Deshpande, and N.A. Fleck. The three-point bending of Y-frame and corrugated core sandwich beams. *International Journal of Mechanical Sciences*, 52(3) :485–494, March 2010.
- [22] Luc St-Pierre. The quasi-static and dynamic responses of metallic sandwich structures. page 194.
- [23] L. Valdevit, Z. Wei, C. Mercer, F.W. Zok, and A.G. Evans. Structural performance of near-optimal sandwich panel with corrugated cores. *International Journal of Solids and Structures*, 43, September 2005.
- [24] Didier Verchere. Structure sandwich acier/polymère/acier. *Matériaux : Etude et propriétés des métaux*, September 2011.
- [25] Nathan Wicks and John W. Hutchinson. Optimal truss plates. *International Journal of Solids and Structures*, 38(30-31) :5165–5183, 2001.
- [26] Ducker Worldwide. Aluminium content in north american light vehicules 2016 to 2028. Technical report, July 2017.
- [27] Jin-Shui Yang, Liu Zhi-Da, Schmidt Rüdiger, Schröder Kai-Uwe, Ma Li, and Lin-Zhi Wu. Vibration-based damage diagnosis of composite sandwich panels with bi-directional corrugated lattice cores. January 2020.
-